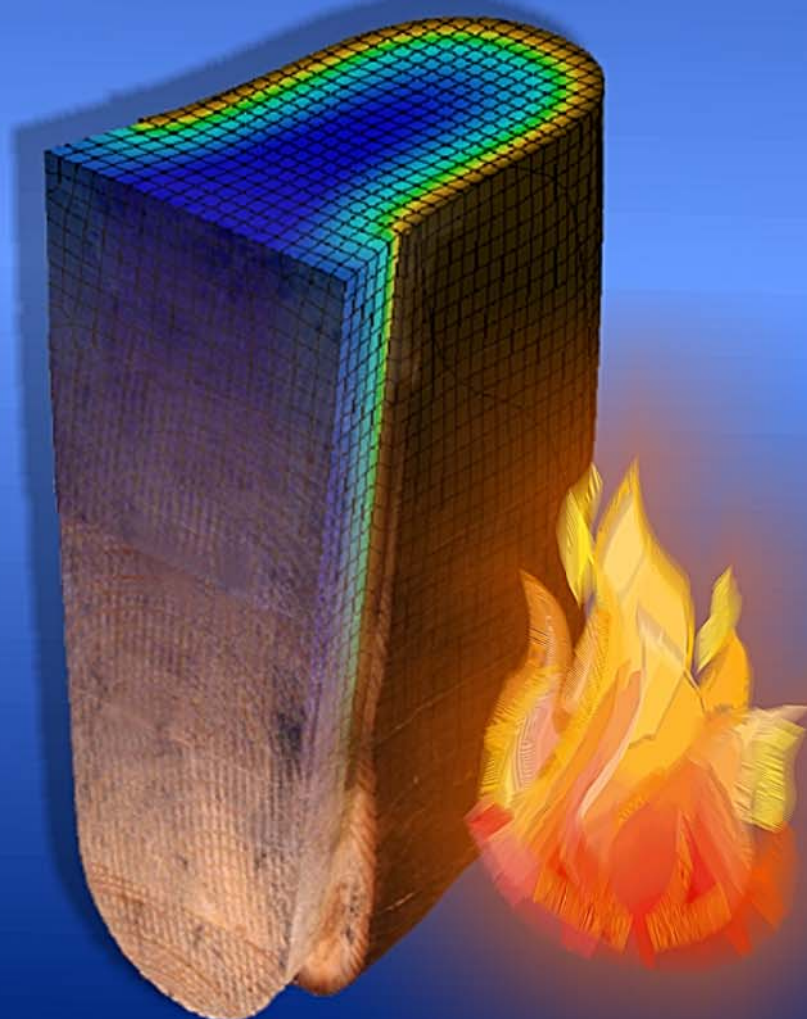


APLICACIÓN DE MÉTODOS NUMÉRICOS AL ANÁLISIS DE ESTRUCTURAS DE MADERA EN SITUACIÓN DE INCENDIO

TESIS DOCTORAL



RUBÉN JOSÉ REGUEIRA GAY

JUNIO 2013



UNIVERSIDADE DE SANTIAGO DE COMPOSTELA
ESCOLA POLITÉCNICA SUPERIOR
DEPARTAMENTO DE ENXEÑARÍA AGROFORESTAL

Aplicación de métodos numéricos al análisis de estructuras de madera en situación de incendio

Tesis doctoral

Rubén José Regueira Gay

Lugo 2013





UNIVERSIDADE DE SANTIAGO DE COMPOSTELA
ESCOLA POLITÉCNICA SUPERIOR
DEPARTAMENTO DE ENXEÑARÍA AGROFORESTAL

Tesis doctoral

Aplicación de métodos numéricos al análisis de estructuras de madera en situación de incendio

AUTOR: RUBÉN JOSÉ REGUEIRA GAY
Ingeniero de Montes

Director: MANUEL GUAITA FERNÁNDEZ
Dr. Ingeniero Agrónomo
Catedrático de Universidad

Lugo, junio de 2013

Autor:

Director:

Fdo: Rubén J. Regueira Gay

Fdo.: Manuel Guaita Fernández





**A meus pais,
exemplo permanente de entrega e amor sen reservas
a eles, dos que aprendin todo canto eu son
a eles, os mellores pais que puiden desexar nunca**



*La science, mon garçon, est faite d'erreurs, mais d'erreurs
qu'il est bon de commettre, car elles mènent peu à peu à la vérité*
Voyage au Centre de la Terre (1875)
Jules Verne

If at first you don't succeed... try, try again
Gattaca (1997)
Andrew Niccol



*La ciencia, hijo mío, se compone de errores, pero de errores
que es bueno cometer, porque nos conducen poco a poco a la verdad*
Viaje al Centro de la Tierra (1875)
Julio Verne

Si a la primera no lo consigues.... inténtalo, inténtalo una vez más
Gattaca (1997)
Andrew Niccol



Índice

I.	ÍNDICE	i
II.	ÍNDICE DE FIGURAS	v
III.	ÍNDICE DE TABLAS	xv
IV.	AGRADECIMIENTOS	xix
V.	RESUMEN	xxi
VI.	SUMMARY	xxiii
1.	INTRODUCCIÓN	1
2.	ANTECEDENTES	4
	PROPIEDADES DE LA MADERA A TEMPERATURA AMBIENTE	4
	<i>Propiedades fisiológicas de la madera</i>	4
	Definición	4
	Propiedades anatómicas	4
	Estructura macroscópica	4
	Estructura microscópica	6
	Estructura submicroscópica	8
	Anisotropía	9
	Composición química	10
	Propiedades físicas	12
	El agua en la madera	12
	Contenido de humedad	12
	Higroscopicidad	12
	Hinchazón y merma	13
	Densidad	15
	Dureza	15
	<i>Propiedades mecánicas</i>	16
	Elasticidad	16
	Tracción paralela a la fibra	18
	Compresión paralela a la fibra	18
	Flexión	19
	Tracción perpendicular a la fibra	20
	Compresión perpendicular a la fibra	20
	Cortante	20
	Módulo de elasticidad	21
	Factores que influyen en las propiedades mecánicas	21
	Contenido de humedad	21
	Duración de la carga	22
	Calidad de la madera	23
	<i>Propiedades térmicas</i>	27
	Calor específico	27
	Conductividad térmica	27
	PROPIEDADES DE LA MADERA A TEMPERATURA ELEVADA	28
	<i>Módulo de elasticidad</i>	28
	<i>Resistencia</i>	30
	<i>Densidad</i>	32
	<i>Conductividad térmica</i>	33

Índice

<i>Calor específico</i>	34
TEORÍA DE TRANSFERENCIA DE CALOR.....	35
<i>Calor, transferencia de energía y primera ley de la termodinámica</i>	35
<i>Formas de transferencia de calor</i>	37
Conducción.....	38
Convección.....	39
Radiación.....	40
Mecanismos simultáneos de transferencia de calor.....	42
MÉTODOS NUMÉRICOS EN INGENIERÍA. EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS Y SUS APLICACIONES EN LA INGENIERÍA DE LA MADERA ESTRUCTURAL Y DE LA TRANSFERENCIA DE CALOR.....	42
<i>Los métodos numéricos</i>	42
<i>El método de los elementos finitos</i>	44
Introducción.....	44
Revisión histórica.....	45
Aplicaciones ingenieriles del método de los elementos finitos.....	46
Descripción general del método de elementos finitos.....	48
NORMATIVA DE CONSTRUCCIÓN EN ESPAÑA Y EN EUROPA: ACCIONES TÉRMICAS, COMBINACIONES Y EXIGENCIAS ESTRUCTURALES EN SITUACIÓN DE INCENDIO SEGÚN EL EUROCÓDIGO.....	50
<i>Principios básicos</i>	50
<i>Acciones térmicas</i>	52
<i>Valores de cálculo de las propiedades de los materiales y de las resistencias</i>	54
<i>Métodos de comprobación</i>	56
<i>Profundidad carbonizada</i>	56
Generalidades.....	56
Superficies sin proteger a lo largo del tiempo de exposición al fuego.....	57
Superficies de vigas y pilares inicialmente protegidas de la exposición al fuego.....	59
<i>Procedimientos de cálculo para la resistencia mecánica</i>	61
Método de la sección reducida.....	61
Método de las propiedades reducidas.....	62
Métodos avanzados.....	63
EL PROCESO DE DEGRADACIÓN TÉRMICA DE LA MADERA.....	64
LA UNIÓN EN COLA DE MILANO REDONDEADA.....	68
CRITERIOS DE ROTURA.....	75
<i>Modelos lineales</i>	75
<i>Modelos cuadráticos</i>	76
<i>Modelo de Tsai Hill</i>	76
<i>Modelo de Norris</i>	76
<i>Modelo de Tsai Wu</i>	77
<i>Modelo de Von Misses</i>	77
<i>Modelo de Van der Put</i>	78
INVESTIGACIONES PREVIAS.....	78
<i>Investigaciones acerca de la relación entre las propiedades de la madera y su combustión</i>	79
Densidad.....	79
Espesor.....	79
Contenido en humedad.....	79
Conductividad térmica: relación con permeabilidad, densidad y contenido de humedad.....	81
Calor específico: relación con permeabilidad, densidad y contenido de humedad.....	83
Coeficiente de emisividad de madera y de llama.....	85
<i>Investigaciones y ensayos experimentales acerca de la tasa de carbonización de la madera y de su comportamiento mecánico en situación de incendio</i>	85

Índice

<i>Investigaciones y ensayos experimentales acerca del comportamiento mecánico de uniones en situación de incendio</i>	<i>92</i>
<i>Investigaciones y modelos numéricos acerca del comportamiento mecánico y degradación térmica de elementos de madera en situación de incendio.....</i>	<i>93</i>
<i>Investigaciones y modelos numéricos acerca del comportamiento mecánico y degradación térmica de uniones de estructuras de madera en situación de incendio.....</i>	<i>96</i>
<i>Investigaciones relacionadas con el comportamiento mecánico en situación ordinaria (temperatura ambiente) de uniones carpinteras en cola de milano de estructuras de madera.</i>	<i>99</i>
CONCLUSIONES A LOS ANTECEDENTES	102
3. OBJETIVOS	105
4. MATERIAL Y MÉTODOS	106
MATERIAL	106
<i>Ensayos experimentales.....</i>	<i>106</i>
<i>Ensayos virtuales (modelo de elementos finitos).....</i>	<i>111</i>
METODOLOGÍA.....	114
<i>Esquema metodológico general</i>	<i>114</i>
<i>Ensayos experimentales térmicos.....</i>	<i>116</i>
Ensayos experimentales de probeta de geometría prismática.....	116
Ensayos experimentales de unión en cola de milano	121
<i>Ensayos virtuales térmicos: modelos térmicos de elementos finitos</i>	<i>136</i>
Modelo de elementos finitos y ensayo virtual de carbonización de probeta de geometría prismática.....	136
Geometría.....	140
Mallado.....	140
Tipo de análisis:	141
Condiciones de contorno	141
Modelo de elementos finitos y ensayo virtual de carbonización de unión en cola de milano	145
Geometría.....	148
Propiedades de los materiales (“engineering data”).....	160
Tipo de análisis	161
Condiciones geométricas globales.....	161
Mallado.....	164
Contactos.....	165
Ajustes globales del análisis.....	167
Condiciones de contorno	169
Solución y salida de resultados.....	172
Validación del modelo	173
<i>Modelo mecánico de elementos finitos a temperatura ambiente.....</i>	<i>182</i>
Geometría.....	183
Propiedades de los materiales (engineering data)	183
Tipo de análisis	190
Condiciones geométricas globales.....	190
Mallado.....	193
Contactos.....	195
Ajustes globales del análisis.....	198
Condiciones de contorno.....	199
Cargas	199
Coacciones.....	200
Solución y salida de resultados.....	201
Validación del modelo	201

Índice

<i>Modelo mecánico de elementos finitos en situación de incendio: modelo termo-mecánico</i>	<i>205</i>
5. RESULTADOS Y DISCUSIÓN	213
TIPOLOGÍA DE LOS RESULTADOS OBTENIDOS	213
<i>Resultados de los ensayos experimentales.....</i>	<i>213</i>
<i>Resultados de la simulación térmica (ensayos virtuales de carbonización empleando modelo de elementos finitos)</i>	<i>213</i>
<i>Resultados de la simulación mecánica en situación ordinaria (temperatura ambiente).....</i>	<i>214</i>
<i>Resultados de la simulación mecánica en situación de incendio (simulación termo-mecánica)</i>	<i>215</i>
CASOS CONSIDERADOS	215
<i>Ensayos experimentales.....</i>	<i>215</i>
<i>Ensayos virtuales de carbonización</i>	<i>216</i>
<i>Modelos mecánicos a temperatura ambiente.....</i>	<i>219</i>
<i>Modelos mecánicos en situación de incendio (modelos termo-mecánicos)</i>	<i>220</i>
RESULTADOS OBTENIDOS	225
<i>Ensayos experimentales.....</i>	<i>225</i>
Velocidades de carbonización	225
Evolución de la temperatura en puntos geométricos del entorno de la unión a lo largo del incendio	225
<i>Modelos térmicos de elementos finitos</i>	<i>240</i>
Distribución de temperaturas a lo largo del tiempo de incendio	240
Velocidad de carbonización.....	257
Evolución de la temperatura en puntos de interés	258
<i>Modelos mecánicos de elementos finitos a temperatura ambiente.....</i>	<i>265</i>
Flecha máxima	265
Índice de rotura según el criterio de Tsai Wu	268
<i>Modelos mecánicos de elementos finitos en situación de incendio (modelos termo-mecánicos) ..</i>	<i>275</i>
Valores máximos de temperatura y del índice de rotura según Tsai Wu a lo largo del tiempo de incendio	275
Considerando todos los elementos	276
Considerando los elementos de temperatura inferior a 300 °C	281
Considerando los elementos de temperatura inferior a 100 °C	283
Considerando los elementos de temperatura inferior a 41 °C	285
Representaciones gráficas de evolución en el tiempo de temperaturas e índices de rotura máximos..	289
Porcentajes de volumen por umbrales de temperatura y porcentajes de volumen con Tsai Wu > 1 a lo largo de la duración del incendio.....	295
Considerando todos los elementos independientemente de la temperatura que hayan alcanzado	296
Considerando los elementos que no han alcanzado 300 °C de temperatura	299
Considerando los elementos que no han alcanzado 100 °C de temperatura	302
Considerando los elementos que no han alcanzado 41 °C de temperatura	305
Flecha máxima	309
6. CONCLUSIONES	311
CONCLUSIONES FINALES	311
CONCLUSIONES PARCIALES	312
7. FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	320
8. BIBLIOGRAFÍA	322

Índice de figuras

Figura 1.1. El milano (<i>Milvus migrans</i>)	3
Figura 2.1. Planos principales de la madera (fuente: [6]).....	4
Figura 2.2. Sección del tronco (fuente: [213])	5
Figura 2.3. Estructura del tronco (fuente: [6]).....	5
Figura 2.4. Estructura macroscópica de la madera (fuente: [72]).....	6
Figura 2.5. Estructura microscópica de madera de conífera (fuente: [72]).....	7
Figura 2.6. Estructura microscópica de madera de frondosa (fuente: [72]).....	8
Figura 2.7. Estructura submicroscópica de la madera (fuente: [6])	9
Figura 2.8. Curvas de humedad de equilibrio de la madera, por [107], elaborada por [48].....	13
Figura 2.9. Módulo de elasticidad longitudinal (fuente: [139]).....	16
Figura 2.10. Módulo de elasticidad transversal (fuente: [222])	16
Figura 2.11. Coeficiente de Poisson (fuente: [209]).....	17
Figura 2.12. Gráfica de tensión-deformación de un ensayo a compresión paralela a la fibra en madera libre de defectos (fuente: [6])	19
Figura 2.13. Flexión (fuente: [6])	19
Figura 2.14. Tracción perpendicular a la fibra (fuente: [6]).....	20
Figura 2.15. Cortadura (fuente: [6])	20
Figura 2.16. Deslizamiento (fuente: Cortadura (fuente: [6])	21
Figura 2.17. Rodadura (fuente: [6]).....	21
Figura 2.18. Reducción del módulo de elasticidad según [120].....	30
Figura 2.19. Reducción del módulo de elasticidad según [208].....	30
Figura 2.20. Reducción de resistencia a compresión y a tracción en función de la temperatura según [120]	31
Figura 2.21. Reducción de resistencia a compresión, tracción y cortante en función de la temperatura según [208]	31
Figura 2.22. Relación entre densidad en función de la temperatura de la madera y densidad anhidra según diversas fuentes ([104], [70], [96], [158], [208]).....	32
Figura 2.23. Valores de conductividad térmica para píceas en función de la temperatura según varias fuentes ([104], [70], [96], [158], [208])	33
Figura 2.24. Calor específico en función de la temperatura propuesto por [104], [70], [96], [119], [158] y [208]	34
Figura 2.25. Conducción de calor a través de una pared plana de espesor Δx y área A [31]	38
Figura 2.26. Representación de una máquina fresadora por elementos finitos [164]	45
Figura 2.27. Representación gráfica de los criterios R, E, I [56]	51
Figura 2.28. Representación gráfica de la curva normalizada tiempo-temperatura definida en la norma ISO 834 [95]	53
Figura 2.29. Valor de cálculo de la profundidad carbonizada para una carbonización unidimensional [208]	57
Figura 2.30. Valor de cálculo de la profundidad carbonizada para una geometría rectangular ficticia pero equivalente a la real [116]	57
Figura 2.31. Evolución de la velocidad de carbonización que está protegido hasta un tiempo t_f , en el que la protección falla [208].....	59
Figura 2.32. Velocidades de carbonización para un elemento protegido que empieza a carbonizarse antes del momento t_f de fallo de la protección [208]	60
Figura 2.33. Sección eficaz [208]	62

Índice de figuras

Figura 2.34. Comportamiento de la madera frente al fuego hasta los 280°C [213], citado en [98], elaboración propia	64
Figura 2.35. Comportamiento de la madera frente al fuego a temperatura superior a los 280°C [213], citado en [98], elaboración propia	65
Figura 2.36. Evolución de la temperatura a diferentes profundidades de una probeta de madera sometida a cargas térmicas [221] citado en [52].....	66
Figura 2.37. Evolución del % de contenido de humedad a diferentes profundidades de una probeta de madera sometida a cargas térmicas [221] citado en [52]	67
Figura 2.38. Transferencia de calor y masa en una pieza de madera en proceso de pirolisis [96].....	68
Figura 2.39. Longitud ("P") de la espiga de la cola de milano	70
Figura 2.40. Sobrelongitud ("SP", distancia entre la testa exterior de la espiga y la cara interior de la mortaja)	70
Figura 2.41. "BTESTASUP": anchura en la parte superior de la espiga en la cara de la testa de la vigueta	71
Figura 2.42. "BTESTAINF": anchura en la parte inferior de la espiga, antes de que empiece la zona redondeada	71
Figura 2.43. "TRAZANEG": distancia vertical de la parte inferior de la espiga a la cara inferior de la vigueta	71
Figura 2.44. "MORTAJA": distancia en vertical entre la parte inferior de la espiga y la mortaja.....	72
Figura 2.45. "ALTESPIGA": relación entre la altura de la espiga y la altura de la vigueta	72
Figura 2.46. Ángulo "K" entre los flancos de la espiga en el plano de la testa de la vigueta	72
Figura 2.47. "HOLGURA": distancia entre testa de vigueta y cara de la viga en la que apoya	73
Figura 2.48. Ángulo de mecanizado de la espiga	73
Figura 2.49. Longitudes, anchos y altos de viga y vigueta	74
Figura 2.50. Gradientes de temperatura (Δ) y contenido en humedad (\bigcirc) de una probeta expuesta a cargas térmicas en una cara en un horno a temperatura de 538 °C. También se muestran el contenido en humedad calculado mediante sondas de resistencia en la zona central (\square) y en la zona superior (\diamond) de otros ensayos [221].....	80
Figura 2.51. Evolución de la temperatura en el tiempo, con pausa en el incremento de temperatura en el entorno de los 100 °C (212 °F) [173].....	80
Figura 2.52. Conductividad térmica en función de la densidad calculada con las expresiones de MacLean, Wilkes y TenWolde para un 12 % de humedad	82
Figura 2.53. Conductividad térmica en función de la humedad calculada con las expresiones de MacLean, Wilkes y TenWolde para una densidad de 450 kg/m ³	82
Figura 2.54. Calor específico en función de la temperatura [223].....	84
Figura 2.55. Comparativa curvas normalizadas ISO 834, ASTM 119 E y BS 476	88
Figura 4.1. Probeta prismática de madera laminada de píce (diseño CAD).....	106
Figura 4.2. Probeta prismática de madera laminada de píce.....	106
Figura 4.3. Probeta de madera laminada de píce de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas (diseño CAD)	106
Figura 4.4. Probeta de madera laminada de píce de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas.....	106
Figura 4.5. Probeta de madera laminada de píce de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo (diseño CAD).....	107
Figura 4.6. Probeta de madera laminada de píce de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo	107
Figura 4.7. Probeta de madera laminada de castaño de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas (diseño CAD)	107

Índice de figuras

<i>Figura 4.8. Probeta de madera laminada de castaño de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas.....</i>	<i>107</i>
<i>Figura 4.9. Probeta de madera laminada de castaño de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo (diseño CAD).....</i>	<i>108</i>
<i>Figura 4.10. Probeta de madera laminada de castaño de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo.....</i>	<i>108</i>
<i>Figura 4.11. Xilohigrómetro.....</i>	<i>109</i>
<i>Figura 4.12. Electrodo hincable de xilohigrómetro.....</i>	<i>109</i>
<i>Figura 4.13. Horno de ensayos HLOILAT.....</i>	<i>110</i>
<i>Figura 4.14. Barra metálica para suspensión de probetas (diseño CAD).....</i>	<i>110</i>
<i>Figura 4.15. Extremo de termopar tipo K.....</i>	<i>111</i>
<i>Figura 4.16. Esquema metodológico general.....</i>	<i>114</i>
<i>Figura 4.17. Marcado de los puntos en los que se practicarán los taladros.....</i>	<i>117</i>
<i>Figura 4.18. Identificación en sección y en vista axonométrica de los extremos de los termopares.....</i>	<i>117</i>
<i>Figura 4.19. Preparación de la probeta de geometría prismática.....</i>	<i>118</i>
<i>Figura 4.20. Colocación de la probeta en el horno, ubicación de los termopares e identificación de las caras sometidas a ataque térmico.....</i>	<i>118</i>
<i>Figura 4.21. Desarrollo del ensayo experimental: control del software y de los termopares.....</i>	<i>119</i>
<i>Figura 4.22. Acondicionamiento de la probeta tras el ensayo aún con los termopares colocados.....</i>	<i>119</i>
<i>Figura 4.23. De derecha a izquierda: vista en planta, vista en perpendicular al eje longitudinal, y en paralelo al eje longitudinal, de la probeta prismática tras el ensayo.....</i>	<i>120</i>
<i>Figura 4.24. Sección residual de la probeta prismática ensayada. Se indican además los puntos en los que se realizaron mediciones del ancho de la pieza.....</i>	<i>120</i>
<i>Figura 4.25. Medición de la humedad de las probetas de geometría en unión con xilohigrómetro.....</i>	<i>121</i>
<i>Figura 4.26. Marcado en las probetas de geometría en unión de los puntos a perforar para introducir termopares.....</i>	<i>122</i>
<i>Figura 4.27. Localización de los termopares en las probetas de geometría en unión.....</i>	<i>122</i>
<i>Figura 4.28. Acotación e identificación de las perforaciones por las que se introducirán los termopares en las probetas de geometría en unión.....</i>	<i>123</i>
<i>Figura 4.29. Localización de los termopares en una probeta que simula una vigueta.....</i>	<i>123</i>
<i>Figura 4.30. Profundidad de los termopares en una probeta que simula una vigueta.....</i>	<i>124</i>
<i>Figura 4.31. Conjunto de tres probetas que se ensayaron conjuntamente ensambladas, marcadas y perforadas.....</i>	<i>125</i>
<i>Figura 4.32. Identificación de las perforaciones por las que introducir los termopares en un conjunto de tres probetas que se ensayaron conjuntamente ensambladas, marcadas y perforadas.....</i>	<i>125</i>
<i>Figura 4.33. Identificación de los termopares en un conjunto de tres probetas que se ensayaron conjuntamente ensambladas, marcadas y perforadas.....</i>	<i>126</i>
<i>Figura 4.34. Introducción de los termopares.....</i>	<i>127</i>
<i>Figura 4.35. Fijación de los termopares.....</i>	<i>127</i>
<i>Figura 4.36. Aplicación de pasta termoaislante.....</i>	<i>128</i>
<i>Figura 4.37. Colocación de capa de material termoaislante.....</i>	<i>128</i>
<i>Figura 4.38. Disposición del conjunto de 3 probetas ensambladas en unión en cola de milano en el horno de ensayo.....</i>	<i>129</i>
<i>Figura 4.39. Vista axonométrica del horno de ensayo con la probeta colocada y preparada en él.....</i>	<i>130</i>
<i>Figura 4.40. Otra vista axonométrica del horno de ensayo con la probeta colocada y preparada en él.....</i>	<i>130</i>

Índice de figuras

<i>Figura 4.41. Vista en planta y acotada del horno de ensayo con la probeta colocada y preparada en él.....</i>	<i>131</i>
<i>Figura 4.42. Transcurso del ensayo</i>	<i>132</i>
<i>Figura 4.43. Aspecto de las probetas tras la apertura de la puerta del horno tras los 30 minutos de ensayo.....</i>	<i>132</i>
<i>Figura 4.44. Aplicación de chorro de agua al conjunto de tres probetas ensayadas</i>	<i>133</i>
<i>Figura 4.45. Vista del conjunto de 3 probetas ensambladas en unión en cola de milano tras el ensayo.</i>	<i>133</i>
<i>Figura 4.46. Vista de la mortaja en la viga tras el ensayo.....</i>	<i>134</i>
<i>Figura 4.47. Retirada de la capa carbonizada de las probetas ensayadas.....</i>	<i>134</i>
<i>Figura 4.48. Medición de la sección residual de una probeta</i>	<i>135</i>
<i>Figura 4.49. Flujo de calor</i>	<i>138</i>
<i>Figura 4.50. Convección.....</i>	<i>138</i>
<i>Figura 4.51. De izquierda a derecha, valores de densidad, conductividad específica y calor específico según [104], [70], [96] y [158]</i>	<i>139</i>
<i>Figura 4.52. Valores propuestos por el Eurocódigo 5 de conductividad térmica, calor específico y densidad para madera de conífera, en este caso de densidad 450,0 kg/m³ a un contenido de humedad del 12 %.....</i>	<i>139</i>
<i>Figura 4.53. Valores propuestos por Holman [92] de conductividad térmica, calor específico y densidad para el aire.....</i>	<i>140</i>
<i>Figura 4.54. El elemento SOLID70</i>	<i>140</i>
<i>Figura 4.55. Modelo tridimensional de elementos finitos de la probeta de geometría prismática ensayada experimentalmente</i>	<i>141</i>
<i>Figura 4.56. Sistemas de coordenadas en el modelo de elementos finitos de geometría prismática</i>	<i>142</i>
<i>Figura 4.57. Sección residual del modelo de elementos finitos de geometría prismática.....</i>	<i>143</i>
<i>Figura 4.58. Comparativa de la sección residual del modelo de elementos finitos de geometría prismática con la del ensayo experimental.....</i>	<i>143</i>
<i>Figura 4.59. Curvas temperatura / tiempo en la ubicación geométrica del termopar n° 19 (TP19) de los modelos virtuales y del ensayo experimental de la probeta de geometría prismática</i>	<i>144</i>
<i>Figura 4.60. Curvas temperatura / tiempo en la ubicación geométrica del termopar n° 19 (TP19) de los modelos virtuales, del ensayo experimental, y del modelo propuesto según [166] para la probeta de geometría prismática</i>	<i>144</i>
<i>Figura 4.61. Factor de forma entre dos superficies radiantes</i>	<i>146</i>
<i>Figura 4.62. Facetas del recinto perfectamente cerrado, numeradas de la 1 a la n-ésima (nelm en inglés) [4]</i>	<i>147</i>
<i>Figura 4.63. Dibujo parametrizado de la mitad del extremo interior de la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.</i>	<i>149</i>
<i>Figura 4.64. Dibujo parametrizado de la mitad del extremo exterior de la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.</i>	<i>150</i>
<i>Figura 4.65. Creación parametrizada de la mitad de la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.....</i>	<i>151</i>
<i>Figura 4.66. Creación parametrizada de la de la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.....</i>	<i>151</i>
<i>Figura 4.67. Creación parametrizada de la sección transversal rectangular de la vigueta de la unión en cola de milano.</i>	<i>152</i>
<i>Figura 4.68. Creación parametrizada de la vigueta de la unión en cola de milano.....</i>	<i>152</i>
<i>Figura 4.69. Creación parametrizada de la viga en bruto de la unión en cola de milano.</i>	<i>153</i>
<i>Figura 4.70. Creación parametrizada de la mitad de los planos exterior (izquierda) e interior (derecha) de la mortaja de la viga de la unión en cola de milano.....</i>	<i>155</i>

Índice de figuras

<i>Figura 4.71. Creación parametrizada de la mitad de la mortaja de la viga de la unión en cola de milano.</i>	<i>155</i>
<i>Figura 4.72. Creación parametrizada de la mortaja de la viga de la unión en cola de milano.</i>	<i>156</i>
<i>Figura 4.73. Espacio físico en el espacio de la mortaja y la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.</i>	<i>156</i>
<i>Figura 4.74. Espacio físico en el espacio de la viga, la mortaja y la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.</i>	<i>157</i>
<i>Figura 4.75. Vista en axonometría desde dos puntos de vista opuestos de la viga con la mortaja realizada.</i>	<i>157</i>
<i>Figura 4.76. Modelización parametrizada del cuerpo que representa el aire en la mortaja de la unión en cola de milano.</i>	<i>158</i>
<i>Figura 4.77. Los tres cuerpos del modelo térmico de elementos finitos de unión en cola de milano (vista 1)</i>	<i>159</i>
<i>Figura 4.78. Los tres cuerpos del modelo térmico de elementos finitos de unión en cola de milano (vista 2)</i>	<i>159</i>
<i>Figura 4.79. Densidad, conductividad térmica y calor específico según el Eurocódigo 5 para madera de conífera, de izquierda a derecha.</i>	<i>160</i>
<i>Figura 4.80. Valores propuestos por Holman [92] de conductividad térmica, calor específico y densidad para el aire.....</i>	<i>161</i>
<i>Figura 4.81. Planos de simetría del modelo térmico de elementos finitos de las probetas ensambladas en unión en cola de milano.....</i>	<i>162</i>
<i>Figura 4.82. Sistema de coordenadas global.....</i>	<i>162</i>
<i>Figura 4.83. Sistemas de coordenadas global y local para la vigueta en el modelo térmico de elementos finitos de la unión en cola de milano.....</i>	<i>163</i>
<i>Figura 4.84. Sistemas de coordenadas secundarios en los que se ubicaran varias sondas de temperatura: termopares experimentales (izquierda) y termopares en los ensayos de König (derecha).....</i>	<i>163</i>
<i>Figura 4.85. Mallado del modelo térmico (vista general).....</i>	<i>164</i>
<i>Figura 4.86. Mallado del modelo térmico (vista de detalle).....</i>	<i>165</i>
<i>Figura 4.87. Contacto entre vigueta y aire_milano en el modelo térmico.....</i>	<i>165</i>
<i>Figura 4.88. Contacto entre viga y aire_milano en el modelo térmico.....</i>	<i>166</i>
<i>Figura 4.89. Contacto entre viga y vigueta en el modelo térmico.....</i>	<i>166</i>
<i>Figura 4.90. Efecto de la discretización en pasos de carga de la curva ISO 834.....</i>	<i>168</i>
<i>Figura 4.91. Pasos de carga en el modelo de elementos finitos térmico de la unión en cola de milano..</i>	<i>168</i>
<i>Figura 4.92. Representación esquemática de la transferencia de calor por convección en ANSYS.....</i>	<i>170</i>
<i>Figura 4.93. Aplicación de convección en ANSYS.....</i>	<i>170</i>
<i>Figura 4.94. Aplicación de radiación en ANSYS Workbench sobre las caras expuestas.....</i>	<i>172</i>
<i>Figura 4.95. Salida de resultados de Ansys Workbench: distribución de temperaturas a los 1800 segundos.....</i>	<i>173</i>
<i>Figura 4.96. Ubicación termopares 0, 6, 7 y 13.....</i>	<i>175</i>
<i>Figura 4.97. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 0, 6, 7 y 13.....</i>	<i>175</i>
<i>Figura 4.98. Ubicación termopares 1, 5, 8 y 12.....</i>	<i>176</i>
<i>Figura 4.99. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 1, 5, 8 y 12.....</i>	<i>176</i>
<i>Figura 4.100. Ubicación termopares 2, 4, 9 y 11.....</i>	<i>177</i>
<i>Figura 4.101. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 2, 4, 9 y 11.....</i>	<i>177</i>
<i>Figura 4.102. Ubicación termopares 3 y 10.....</i>	<i>178</i>
<i>Figura 4.103. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 3 y 10.....</i>	<i>178</i>
<i>Figura 4.104. Ubicación de los termopares en los ensayos de las investigaciones de J. König [119].....</i>	<i>179</i>

Índice de figuras

Figura 4.105. Resultados de temperaturas a los largo del tiempo en los ensayos experimentales y en el modelo propuesto de J. König [119]	180
Figura 4.106. Temperaturas a los largo de 30 minutos de ensayo en las investigaciones de J. König para profundidades de 6, 18, 30 y 42 mm (elaboración propia).....	180
Figura 4.107. Comparativa entre las temperaturas a los largo de 30 minutos de ensayo en las investigaciones de J. König y el modelo térmico de elementos finitos elaborado en el presente trabajo (elaboración propia)	181
Figura 4.108. Elaboración de un modelo mecánico simple (izquierda) y de un modelo termo-mecánico por acoplamiento de un submodelo mecánico a uno térmico (derecha) en ANSYS Workbench	182
Figura 4.109. Elaboración de un modelo mecánico simple (izquierda) y de un modelo termo-mecánico por acople de un submodelo mecánico a uno térmico (derecha) en ANSYS Workbench.....	183
Figura 4.110. Efecto de la temperatura en el módulo de elasticidad paralelo a la fibra en la madera de coníferas [208]	185
Figura 4.111. Introducción de valores de propiedades elásticas en función de la temperatura	186
Figura 4.112. Coeficientes de reducción de los valores de resistencia de la madera de conífera en función de la temperatura [208].....	187
Figura 4.113. Introducción de los valores de resistencia en Ansys Workbench empleando un snippet de código de ANSYS Mechanical APDL	189
Figura 4.114. Planos de simetría del modelo mecánico de elementos finitos de las probetas ensambladas en unión en cola de milano	191
Figura 4.115. Reducción del tiempo de cálculo reduciendo el modelo a una cuarta parte con el empleo de dos regiones de simetría	191
Figura 4.116. Sistema global de coordenadas en el modelo mecánico	192
Figura 4.117. Orientación de los elementos de la vigueta en el modelo mecánico.....	193
Figura 4.118. Orientación de los elementos de la viga en el modelo mecánico	193
Figura 4.119. El elemento SOLID185	194
Figura 4.120. Mallado del modelo mecánico – Vista general	194
Figura 4.121. Mallado del modelo mecánico – Vista de detalle.....	195
Figura 4.122. Contacto entre vigueta y viga – Definición en ANSYS Workbench	196
Figura 4.123. Contacto entre vigueta y viga – Vista en ANSYS Mechanical APDL.....	196
Figura 4.124. Distancias en los elementos de contacto entre vigueta y viga – Vista en ANSYS Mechanical APDL	197
Figura 4.125. Dos vistas axonométricas desde ángulos opuestos del comportamiento del contacto vigueta-viga	198
Figura 4.126. Introducción del peso propio en ANSYS Workbench.....	199
Figura 4.127. Aplicación de carga mecánica sobre la cara superior de la vigueta.....	200
Figura 4.128. Coacción tipo “fixed support” en la base de la viga en el modelo mecánico.....	200
Figura 4.129. Coacciones tipo “frictionless support” en el modelo mecánico	201
Figura 4.130. Flecha máxima en el modelo mecánico, representado en Ansys Workbench (izquierda) y en Ansys Mechanical APDL (derecha)	202
Figura 4.131. Modelo mecánico de elementos finitos con el que se obtiene una flecha máxima de 8,884 mm a temperatura ambiente.....	203
Figura 4.132. Valor del criterio de TSA WU en la vigueta del modelo mecánico de elementos finitos a temperatura ambiente.....	204
Figura 4.133. Valor del criterio de Tsai Wu en la viga del modelo mecánico de elementos finitos a temperatura ambiente.....	205

Índice de figuras

Figura 4.134. Distribución en vigueta y viga de los valores del criterio de rotura de Tsai Wu según A. Soilán [183].....	205
Figura 4.135. Exportación de valores de temperaturas en los nodos del modelo térmico de elementos finitos.....	206
Figura 4.136. Importación del fichero de valores de temperaturas al modelo mecánico	206
Figura 4.137. Componentes considerados: de izquierda a derecha, vigueta, espiga, viga y mortaja.....	209
Figura 4.138. Distribución de temperaturas tras 600 segundos de incendio en el modelo A para los casos de: todos los elementos, elementos de $T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, elementos $T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ y elementos $T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$	209
Figura 4.139. Valores del criterios de rotura de Tsai Wu tras 600 segundos de incendio en el modelo A para los casos de: todos los elementos, elementos de $T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, elementos $T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ y elementos $T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$	210
Figura 5.1. Valor de reacción en la espiga para cada geometría discutida aplicando el criterio de rotura de Tsai Wu (tabla 6.59 de [183]).....	217
Figura 5.2. Representación según colores y en función de la geometría de la reacción resistida por la espiga de la vigueta de 100 x 200 x 4200 mm (figura 6.91 de [183]).....	217
Figura 5.3. Geometrías discutidas	218
Figura 5.4. Resultados de los termopares del ensayo PB01	227
Figura 5.5. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo C01.....	228
Figura 5.6. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo C01.....	228
Figura 5.7. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo P02.....	229
Figura 5.8. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo P02.....	230
Figura 5.9. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo P03.....	231
Figura 5.10. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo P03.....	231
Figura 5.11. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo P04.....	232
Figura 5.12. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo P04.....	233
Figura 5.13. Resultados de los termopares en las posiciones 00, 06, 07 y 13	235
Figura 5.14. Resultados de los termopares en las posiciones 01, 05, 08 y 12	235
Figura 5.15. Resultados de los termopares en las posiciones 02, 04, 09, 11	236
Figura 5.16. Resultados de los termopares en las posiciones 03 y 10	236
Figura 5.17. Resultados termopares 00-06-07-13. Comparativa píceca-castaño	237
Figura 5.18. Resultados termopares 01-05-08-12. Comparativa píceca-castaño	238
Figura 5.19. Resultados termopares 02-04-09-11. Comparativa píceca-castaño	238
Figura 5.20. Resultados termopares 03-10. Comparativa píceca-castaño	239
Figura 5.21. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T01 y T09	241
Figura 5.22. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T01 y T09	242
Figura 5.23. . Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T02 y T10	243
Figura 5.24. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T02 y T10	244
Figura 5.25. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T03 y T11	245
Figura 5.26. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T03 y T11	246
Figura 5.27. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T04 y T12	247

Índice de figuras

<i>Figura 5.28. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T04 y T12</i>	<i>248</i>
<i>Figura 5.29. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T05 y T13</i>	<i>249</i>
<i>Figura 5.30. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T05 y T13</i>	<i>250</i>
<i>Figura 5.31. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T06 y T14</i>	<i>251</i>
<i>Figura 5.32. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T06 y T14</i>	<i>252</i>
<i>Figura 5.33. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T07 y T15</i>	<i>253</i>
<i>Figura 5.34. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T07 y T15</i>	<i>254</i>
<i>Figura 5.35. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T08 y T16</i>	<i>255</i>
<i>Figura 5.36. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T08 y T16</i>	<i>256</i>
<i>Figura 5.37. Profundidad carbonizada en los modelos térmicos de elementos finitos</i>	<i>257</i>
<i>Figura 5.38. Centro de gravedad del flanco de la espiga</i>	<i>258</i>
<i>Figura 5.39. Evolución de la temperatura en el centro del flanco de la espiga</i>	<i>260</i>
<i>Figura 5.40. Temperatura tras 1800 segundos de incendio en el centro del flanco de la espiga en función de la distancia de ésta al borde de la vigueta considerando que las caras interiores de la unión están protegidas</i>	<i>262</i>
<i>Figura 5.41. Temperatura tras 1800 segundos de incendio en el centro del flanco de la espiga en función de la distancia de ésta al borde de la vigueta considerando que las caras interiores de la unión están semiexpuestas</i>	<i>262</i>
<i>Figura 5.42. Ubicación del punto del flanco de la espiga donde esta empieza a curvarse.....</i>	<i>263</i>
<i>Figura 5.43. Evolución de la temperatura en la unión del flanco y la base de la espiga</i>	<i>264</i>
<i>Figura 5.44. Evolución de la temperatura en el centro de la espiga.....</i>	<i>265</i>
<i>Figura 5.45. Flecha obtenida en el caso M1</i>	<i>266</i>
<i>Figura 5.46. Valores de flecha en función de ALTESPIGA para el subconjunto de casos considerados como óptimos estructuralmente según [183].....</i>	<i>267</i>
<i>Figura 5.47. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M1</i>	<i>268</i>
<i>Figura 5.48. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M2</i>	<i>269</i>
<i>Figura 5.49. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M3</i>	<i>269</i>
<i>Figura 5.50. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M4</i>	<i>269</i>
<i>Figura 5.51. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M5</i>	<i>270</i>
<i>Figura 5.52. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M6</i>	<i>270</i>
<i>Figura 5.53. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M7</i>	<i>270</i>
<i>Figura 5.54. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M8</i>	<i>271</i>
<i>Figura 5.55. Vigueta deformada, vista de elementos, caso M6</i>	<i>271</i>
<i>Figura 5.56. Vigueta deformada, mapeado de color de desplazamiento en Y, caso M6</i>	<i>272</i>
<i>Figura 5.57. Tensiones en el eje Z, mapeadas sobre el modelo deformado, para el caso M6.....</i>	<i>273</i>
<i>Figura 5.58. Mínimo efecto de giro en la espiga en caso de que la vigueta sea corta</i>	<i>274</i>
<i>Figura 5.59. Distribución en la vigueta del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu para el caso de vigueta de 1 m de longitud</i>	<i>274</i>

Índice de figuras

Figura 5.60. Distribución en la viga del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu para el caso de vigueta de 1 m de longitud	275
Figura 5.61. Valores de Tsai Wu en la espiga a los 600 segundos de incendio y considerando todos los elementos en los casos térmicos T03 y T11	277
Figura 5.62. Temperatura alcanzada en la mortaja tras 600 segundos de incendio, para el caso térmico T09 y considerando los elementos con independencia de su temperatura alcanzada	278
Figura 5.63. Temperaturas espiga T09 a los 1200 segundos y con elementos de cualquier temperatura	279
Figura 5.64. Tsai Wu espiga T09 a los 1200 segundos y con elementos de cualquier temperatura	279
Figura 5.65. Comparativa de la temperatura alcanzada tras 1800 segundos de incendio en una espiga de 75 mm de ancho (izquierda) respecto a otra de 50 mm de ancho (derecha)	281
Figura 5.66. Tsai Wu en mortaja caso T09 a los 1200 s y para elementos de $T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$	284
Figura 5.67. Tsai Wu en mortaja caso T09 a los 1200 s y para elementos de $T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$	284
Figura 5.68. Tsai Wu en la viga, caso T05 tras 1800 s para los elementos de $T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$	285
Figura 5.69. Tsai Wu en la mortaja, caso T05 tras 1800 s para los elementos de $T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$	285
Figura 5.70. Índice máximo de rotura según Tsai Wu en la parte de la viga que está a menos de $41\text{ }^{\circ}\text{C}$ a los 600 segundos de incendio según el modelo A de cargas térmicas	286
Figura 5.71. Índice máximo de rotura según Tsai Wu en la parte de la viga que está a menos de $41\text{ }^{\circ}\text{C}$ a los 600 segundos de incendio según el modelo B de cargas térmicas	286
Figura 5.72. Elementos del caso T06 que no han alcanzado $41\text{ }^{\circ}\text{C}$ tras 1200 minutos de incendio	288
Figura 5.73. Elementos del caso T14 que no han alcanzado $41\text{ }^{\circ}\text{C}$ tras 1200 minutos de incendio	288
Figura 5.74. Elementos que no han alcanzado los $41\text{ }^{\circ}\text{C}$ tras 1800 segundos de incendio en el caso T01	289
Figura 5.75. Evolución de la temperatura máxima en cada componente del modelo	290
Figura 5.76. Evolución temperatura máxima en los casos tipo A y tipo B	290
Figura 5.77. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando todos los elementos finitos, con independencia de su temperatura	291
Figura 5.78. Evolución por modelos de carga térmica del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en la vigueta considerando todos los elementos finitos, con independencia de su temperatura	291
Figura 5.79. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando los elementos finitos de temperatura inferior a $300\text{ }^{\circ}\text{C}$	292
Figura 5.80. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando los elementos finitos de temperatura inferior a $100\text{ }^{\circ}\text{C}$	293
Figura 5.81. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando los elementos finitos de temperatura inferior a $41\text{ }^{\circ}\text{C}$	294
Figura 5.82. Evolución del porcentaje de volumen de cada componente con Tsai Wu > 1 para cualquier temperatura	298
Figura 5.83. Porcentaje de cada componente que no ha alcanzado $300\text{ }^{\circ}\text{C}$	301
Figura 5.84. Porcentaje de cada componente con Tsai Wu > 1 de entre el volumen de cada uno de ellos que está a una temperatura inferior a $300\text{ }^{\circ}\text{C}$	301
Figura 5.85. Porcentaje de cada componente que no ha alcanzado $300\text{ }^{\circ}\text{C}$	304
Figura 5.86. Porcentaje de cada componente con Tsai Wu > 1 de entre el volumen de cada uno de ellos que está a una temperatura inferior a $100\text{ }^{\circ}\text{C}$	304
Figura 5.87. Porcentaje de cada componente que no ha alcanzado $41\text{ }^{\circ}\text{C}$	307

Índice de figuras

Figura 5.88. Porcentaje de cada componente con Tsai Wu > 1 de entre el volumen de cada uno de ellos que está a una temperatura inferior a 41 °C 308

Figura 5.89. Evolución durante el incendio de la flecha máxima de la vigueta..... 309

Figura 6.1. Representación gráfica de la distancia del centro de gravedad del flanco de la espiga al borde de la vigueta 314



Índice de tablas

Tabla 2.1. Composición de la madera	11
Tabla 2.2. Contenidos en humedad recomendables	13
Tabla 2.3. Coeficientes de contracción volumétrica, contracción radial, contracción tangencial y coeficientes de contracción lineal para pino silvestre	14
Tabla 2.4. Clasificación las distintas especies según el coeficiente de contracción volumétrica	15
Tabla 2.5. Clases de servicio (fuente: [42])	22
Tabla 2.6. Clases de duración de la carga (fuente: [42])	22
Tabla 2.7. Coeficiente k_{mod} (fuente: [42])	23
Tabla 2.8. Asignación de clase resistente para diferentes especies arbóreas y procedencias según normas de clasificación (fuente: Tabla C.1 [42])	24
Tabla 2.9. Normas de Clasificación, citadas en la Tabla 2.8 (fuente: Tabla C.2 [42])	24
Tabla 2.10. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera aserrada de coníferas y chopo (fuente: tabla E.1 [42])	25
Tabla 2.11. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera aserrada de frondosas (fuente: tabla E.2 [42])	25
Tabla 2.12. Correspondencias conocidas entre Clases Resistentes de madera laminada encolada y de madera aserrada	26
Tabla 2.13. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera laminada homogénea (fuente: tabla E.3 [42])	26
Tabla 2.14. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera laminada combinada (fuente: tabla E.4 [42])	26
Tabla 2.15. Aplicaciones del método de elementos finitos en varias áreas de estudio	48
Tabla 2.16. Valores del coeficiente k_{fi}	55
Tabla 2.17. Valores de cálculo de la velocidad de carbonización β_0 y β_n de la madera, madera microlaminada (LVL), tableros de madera maciza y tableros derivados de la madera	58
Tabla 2.18. Determinación de k_0 para superficies no protegidas con t en minutos	62
Tabla 2.19. Determinación de k_0 para superficies protegidas con t en minutos	62
Tabla 2.20. Parámetros geométricos que definen la unión en cola de milano	69
Tabla 2.21. Conductividad térmica (W/m·K) en función de la densidad calculada con las expresiones de MacLean, Wilkes y TenWolde para un 12 % de humedad	83
Tabla 2.22. Valores de calor específico en función de temperatura y humedad según TenWolde [191]	85
Tabla 2.23. Valores de emisividad tomados (fuente: [52])	85
Tabla 2.24. Temperaturas del frente de carbonización consideradas por diversos autores (fuente: [52])	86
Tabla 2.25. Comparativa curvas normalizadas ISO 834, ASTM 119 E y BS 476	87
Tabla 2.26. Valores de velocidad de carbonización propuestos por Collier para Nueva Zelanda [37]	90
Tabla 2.27. Distintos valores de velocidad de carbonización para píceas presentes en la literatura (fuente: [52])	92
Tabla 4.1. Valores de los parámetros geométricos que definen las uniones de las colas de milano que se ensayaron experimentalmente	108
Tabla 4.2. Ensayos experimentales realizados	116
Tabla 4.3. Distancias de los termopares a la cara exterior más próxima en el ensayo experimental de probeta de geometría prismática	117

Índice de tablas

<i>Tabla 4.4. Numeración, ubicación y profundidad de los termopares del conjunto de tres probetas que se ensamblan con dos uniones en cola de milano y se ensayan conjuntamente</i>	124
<i>Tabla 4.5. Relación entre los módulos de elasticidad longitudinal, módulos de elasticidad transversal y coeficientes de Poisson en las tres direcciones de ortotropía de una conífera [6]</i>	185
<i>Tabla 4.6. Coeficientes de acoplamiento para el criterio de rotura de TSAI-WU [50]</i>	186
<i>Tabla 4.7. Valores de resistencia a temperatura ambiente [146]</i>	186
<i>Tabla 4.8. Coeficientes de reducción de la resistencia a compresión, a tracción y a cortante en función de la temperatura [208]</i>	187
<i>Tabla 4.9. Valores de resistencia en función de la temperatura</i>	188
<i>Tabla 4.10. Casos de incendio a aplicar a cada modelo mecánico, en función de modelos y tiempo.</i>	207
<i>Tabla 4.11. Casos de incendio considerados para cada geometría que se discuta</i>	211
<i>Tabla 5.1. Ensayos experimentales realizados</i>	216
<i>Tabla 5.2. Geometrías óptimas de entre las discutidas por A. Soilán para viguetas de 100 x 200 x 4200 mm</i>	217
<i>Tabla 5.3. Geometrías con ancho de espiga en su parte superior de 50 mm discutidas</i>	218
<i>Tabla 5.4. Casos de modelos térmicos de elementos finitos creados</i>	219
<i>Tabla 5.5. Casos considerados de modelo mecánico de elementos finitos en situación ordinaria</i>	220
<i>Tabla 5.6. Casos de modelo mecánico en situación de incendio</i>	224
<i>Tabla 5.7. Ancho residual, profundidad carbonizada y velocidad de carbonización en la probeta prismática.</i>	225
<i>Tabla 5.8. Velocidades de carbonización de las probetas ensambladas en unión de cola de milano ensayadas experimentalmente</i>	225
<i>Tabla 5.9. Índice de figuras de resultados de temperaturas registradas por los termopares en los ensayos experimentales</i>	226
<i>Tabla 5.10. Listado de termopares situados en ubicaciones análogas</i>	234
<i>Tabla 5.11. Diferencia temperatura alcanzada en los termopares de píceas y castaños</i>	239
<i>Tabla 5.12. Coordenadas del centro de gravedad de la cara que determina el flanco de la espiga para cada caso térmico analizado</i>	259
<i>Tabla 5.13. Coordenadas de los puntos desplazados dos milímetros al interior de la espiga respecto al centro de gravedad de la cara que determina el flanco de la espiga para cada caso térmico analizado</i>	259
<i>Tabla 5.14. Temperaturas en los centros de los flancos de las espigas de los modelos tipo A tras 1800 segundos de incendio</i>	261
<i>Tabla 5.15. Temperaturas en los centros de los flancos de las espigas de los modelos tipo B tras 1800 segundos de incendio</i>	261
<i>Tabla 5.18. Valores de flecha en la viga en los modelos mecánicos a temperatura ambiente</i>	266
<i>Tabla 5.19. Valores del criterio de rotura de Tsai Wu en los casos de los modelos mecánicos a temperatura ambiente.</i>	268
<i>Tabla 5.20. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando todos los elementos con independencia de la temperatura a la que se encuentren</i>	276
<i>Tabla 5.21. Temperaturas máximas alcanzadas en cada componente a los 600 segundos de incendio</i>	277
<i>Tabla 5.22. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando todos los elementos con independencia de la temperatura a la que se encuentren</i>	278
<i>Tabla 5.23. Temperaturas máximas alcanzadas en cada componente a los 1200 segundos de incendio</i>	279

Índice de tablas

<i>Tabla 5.24. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando todos los elementos con independencia de la temperatura a la que se encuentren</i>	280
<i>Tabla 5.25. Temperaturas máximas alcanzadas en cada componente a los 1800 segundos de incendio</i>	280
<i>Tabla 5.26. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 300 °C</i>	281
<i>Tabla 5.27. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 300 °C</i>	282
<i>Tabla 5.28. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 300 °C</i>	282
<i>Tabla 5.29. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 100 °C.</i>	283
<i>Tabla 5.30. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 100 °C</i>	283
<i>Tabla 5.31. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 100 °C</i>	284
<i>Tabla 5.32. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 41 °C.</i>	285
<i>Tabla 5.33. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 41 °C</i>	287
<i>Tabla 5.34. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 41 °C</i>	288
<i>Tabla 5.35. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen cualquier temperatura (100 %) y porcentaje de volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1 con independencia de su temperatura, a los 600 segundos de incendio</i>	296
<i>Tabla 5.36. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen cualquier temperatura (100 %) y porcentaje de volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1 con independencia de su temperatura, a los 1200 segundos de incendio</i>	297
<i>Tabla 5.37. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen cualquier temperatura (100 %) y porcentaje de volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1 con independencia de su temperatura, a los 1800 segundos de incendio</i>	297
<i>Tabla 5.38. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 300 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 600 segundos de incendio</i>	299
<i>Tabla 5.39. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 300 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1200 segundos de incendio</i>	299
<i>Tabla 5.40. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 300 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1800 segundos de incendio</i>	300
<i>Tabla 5.41. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 100 °C y porcentaje de dicho volumen para cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 600 segundos de incendio</i>	302

Índice de tablas

<i>Tabla 5.42. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 100 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1200 segundos de incendio</i>	302
<i>Tabla 5.43. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 100 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a, a los 1800 segundos de incendio</i>	303
<i>Tabla 5.44. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 41 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 600 segundos de incendio</i>	305
<i>Tabla 5.45. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 41 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1200 segundos de incendio</i>	305
<i>Tabla 5.46. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 41 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1800 segundos de incendio</i>	306
<i>Tabla 5.47. Evolución en el tiempo de la flecha máxima de la vigueta</i>	309
<i>Tabla 6.1. Evolución de temperatura en la vigueta considerando protegida la unión</i>	315
<i>Tabla 6.2. Evolución de temperatura en la espiga considerando protegida la unión</i>	316
<i>Tabla 6.3. Evolución de temperatura en la viga considerando protegida la unión</i>	316
<i>Tabla 6.4. Evolución de temperatura en la mortaja considerando protegida la unión</i>	316
<i>Tabla 6.5. Evolución de temperatura en la vigueta considerando semiexpuesta la unión</i>	316
<i>Tabla 6.6. Evolución de temperatura en la espiga considerando semiexpuesta la unión</i>	316
<i>Tabla 6.7. Evolución de temperatura en la viga considerando semiexpuesta la unión</i>	317
<i>Tabla 6.8. Evolución de temperatura en la mortaja considerando semiexpuesta la unión</i>	317

Agradecimientos

La realización de este trabajo jamás hubiese llegado a buen puerto sin la colaboración en mayor o medida de una serie de personas que me brindaron su apoyo. Es por ello que deseo transmitirles mi más profundo agradecimiento:

En primer lugar a Manuel Guaita, director de esta tesis. Además de por su brillante labor de dirección y tutoría, demostrando su enorme capacidad científica y su profundo conocimiento de la materia, por su enorme labor de apoyo personal, prueba de su inconmensurable calidad humana. Sin su pasión, su entusiasmo incansable, su absoluta generosidad y su fuerza inagotable, este trabajo jamás habría visto la luz, y si de algo puedo estar orgulloso es de tener el honor y la fortuna de poder llamarle amigo.

A los 81 profesores, que a lo largo de estos últimos cuatro años han formado parte del cuadro docente del Máster en Ingeniería de la Madera Estructural de la Universidad de Santiago de Compostela, así como a los incontables ponentes de conferencias optativas, charlas en obras, guías en visitas.... He sido un privilegiado al poder disfrutar y aprender de los mejores docentes y profesionales del sector de la madera que han pasado por Lugo fin de semana tras fin de semana.

A los 136 alumnos que a lo largo de los últimos cuatro años han cursado el Máster en Ingeniería de la Madera Estructural y sus módulos independientes, por todo lo que me han enseñado y la ilusión que me han contagiado.

Al personal del laboratorio del fuego de CIDEMCO / Tecnalia que colaboró en la realización de los ensayos experimentales, especialmente Izaskun Martínez, Iosu Mordillo y Ricardo Girón.

A Alfonso Lozano, Vanessa Baño, Jorge Crespo, Maderas Rubén y Sierolam por su apoyo en cuestiones logísticas de los ensayos experimentales

A Dolores Fernández y a Carsten Erchinger, quienes atendieron amablemente mis primeras consultas sobre modelización térmica por el método de los elementos finitos.

A Azahara Soilán, por la información facilitada acerca de cuestiones relacionadas con el comportamiento mecánico de la unión en cola de milano

A Francisco Arriaga, por atender mis primeras consultas acerca del comportamiento a fuego de la madera, y por toda la información facilitada.

A Aiko Nakano y Eva Lindqvist del SP Trätek/SP Wood Technology del SP Technical Research Institute of Sweden, por facilitarme el acceso a las publicaciones de su instituto.

A Beatriz González, promotora en gran medida de las investigaciones iniciales que acabaron dando lugar a esta tesis.

Y a todas esas personas que también me ayudaron y mi frágil memoria no atina a citar en estos momentos, ¡GRACIAS!

Agradecimientos

Puedo afirmar que la elaboración de esta tesis doctoral ha sido el trabajo más “*festivo*” que he abordado nunca: me ha acompañado a lo largo de los últimos años en las Navidades, en las Semanas Santas, en los veranos... y en definitiva en todos los períodos en los que mi calendario laboral me daba tregua, permitiéndome dedicarme a ella, sin muchos medios pero con la mayor ilusión.

Ha sido también compañera de vigilia: hemos pasado largas noches juntos, unidos por la brillante luz electrónica de una pantalla, observando con los ojos rojos de agotamiento y sueño, y el cerebro abotargado por la fatiga, como una gráfica de equilibrio bailaba arriba y abajo buscando desesperadamente convergencia en cada nuevo modelo. Palabra mágica esta última que condicionaría, en función de si se producía exitosamente o no, el humor del que me sufrirían mis allegados a la mañana siguiente....

Su repercusión en mi vida ha traspasado por tanto el ámbito académico y profesional para inmiscuirse sin remedio en lo más precioso que uno tiene: el ámbito personal. Hay una serie de personas que, aunque tal vez no colaboraron demasiado en la realización de esta tesis de un modo directo, sí soportaron estoicamente los trastornos que la dedicación a este trabajo supuso en mi ya de por sí trastornado ritmo vital.

Es por ello que me siento inmensamente agradecido con...

....mis compañeros de trabajo y amigos en los servicios administrativos de la Universidad de Santiago de Compostela y en la Federación de Asociaciones de Vecinos de Lugo.

....mis amigos, quienes (empiezo a pensar que incomprensiblemente) siempre están ahí.

....mi familia, apoyo y soporte incondicional, especialmente a mis padres y a mi hermana Sandra.

....Mar, por su amor absoluto, plasmado en comprensión y paciencia infinitas todas esas veces que la tesis se antepuso a tantas cosas a las que no debería haberse aventajado; y en su apoyo todas esas otras ocasiones en las que, estando yo a punto de desfallecer, supo ayudarme a seguir caminando.... por tomarme con cariño y firmeza de la mano y alejar la incertidumbre de mi vida....



Resumen

En situación de incendio, los elementos estructurales de madera sufren una degradación térmica que provoca una transformación del material, que paulatinamente y por causa de las acciones térmicas del incendio, se va transformando en otro material, la madera carbonizada. Este material no tiene propiedades resistentes, por lo que en la práctica un incendio sobre un elemento estructural longitudinal (viga, pilar) de madera produce una disminución paulatina de su sección resistente.

Las normativas de construcción con madera tanto europea (Eurocódigo) como española (Código Técnico de la Edificación) ofrecen soporte normativo al cálculo en situación de incendio de un elemento estructural de sección de geometría sencilla, pero no lo hacen de forma específica para uniones de tipo carpintero.

Por otro lado, el empleo de métodos numéricos, especialmente el método de elementos finitos, para dar solución al análisis de sistemas estructurales de una cierta complejidad ha venido incrementándose en los últimos años en el ámbito de la madera estructural.

En este trabajo se ha aplicado el método de los elementos finitos al análisis de una estructura de madera en situación de incendio, concretamente a una unión carpintera de tipo cola de milano redondeada entre una viga y una vigueta de forjado. No obstante, la metodología desarrollada es extrapolable a otros casos particulares de elementos o sistemas estructurales de madera en situación de incendio.

Para lograr el objetivo propuesto, se realizaron una serie de ensayos experimentales de carbonización de elementos estructurales de madera ensamblados con uniones en cola de milano. Se emplearon probetas de píceas laminadas encoladas y de castaño laminado encolado, sometiénolas, en horno acreditado, a las cargas térmicas que indica la curva normalizada tiempo-temperatura de la norma ISO 834-1. En el entorno de las uniones se introdujeron una serie de termopares que registraron la temperatura a lo largo de la duración del ensayo. Finalizados los ensayos también se calculó la velocidad de carbonización de las probetas.

Posteriormente se realizó un modelo virtual por el método de los elementos finitos de las probetas ensayadas experimentalmente, y se las sometió a un análisis transitorio térmico que emulaba los ensayos experimentales, con las cargas térmicas correspondientes. Se registraron las temperaturas en las mismas ubicaciones geométricas de los termopares del ensayo experimental, y por contraste entre estos registros y los datos del ensayo experimental, se ajustó el modelo de elementos finitos hasta validarlo.

Se creó también un modelo de elementos finitos de tipo estacionario mecánico que emulaba el comportamiento en situación ordinaria de una unión en cola de milano. El modelo se validó contra los resultados de otras investigaciones de este tipo de unión existentes en la literatura.

Al modelo mecánico se le aplicaron las temperaturas resultantes del modelo térmico, obteniéndose un modelo termo-mecánico que emule el comportamiento de una unión en cola de milano en situación de incendio.

Resumen

Empleando el modelo creado se lanzaron 160 casos distintos del modelo de unión en cola de milano de una viga de 200 mm x 320 mm de sección y una vigueta de 100 mm x 200 mm x 4.200 mm, ambas de madera lamina de píce, y en esos casos se variaron:

- los parámetros geométricos que definen la unión
- la exposición a cargas térmicas de las caras internas de la unión
- la inclusión o no de los elementos finitos de las probetas virtuales que han alcanzado ya ciertos umbrales térmicos en los que la madera ha perdido muchas de sus propiedades resistentes o incluso, por encima de los 300 °C, la propia consideración de madera como tal.

En los ensayos experimentales realizados se obtuvo una velocidad de carbonización para castaño de 0,54 mm/min, y de entre 0,67 y 0,70 mm/min para píce. En estos mismos ensayos se comprobó que tras 30 minutos de incendio, la temperatura en el centro de la espiga de la unión en cola de milano alcanza una temperatura un 20 % más elevada en píce que en castaño.

Se empleó el índice de rotura según el criterio de Tsai Wu para determinar el valor de los parámetros geométricos definitorios de la unión que arrojan resultados resistentes óptimos, pero el hecho de que dicho índice esté diseñado para situación ordinaria provoca que los resultados obtenidos no fuesen definitivamente concluyentes, y aunque se intentó mejorar el empleo del índice aplicándolo volumétrica y no puntualmente, resultó ser un mejor indicador del comportamiento mecánico de cada geometría la deformación de las probetas, es decir, la flecha, tal y como ya apuntaban algunos autores en los antecedentes.

En situación ordinaria la flecha alcanzada por la vigueta es de entre 8,3 y 8,5 mm. Tras 1800 segundos de incendio, la flecha observada en la vigueta es de entre 31,0 y 49,2 mm, lo que supone un incremento de entre el 374 y el 577 % respecto a la situación ordinaria a temperatura ambiente.

Los parámetros geométricos que definen la unión no se demostraron determinantes, aunque sí influyentes, en el comportamiento de la misma en situación de incendio. La geometría que menos flecha presentaba en situación ordinaria es también la flecha que menos aumenta tras 30 minutos de incendio, y la geometría de mayor flecha en situación ordinaria es la que ve como esta se incrementa en mayor medida tras el incendio.

La correlación entre las temperaturas en el entorno de la unión en el ensayo experimental, y las obtenidas en los modelos de elementos finitos, indican que existe cierto grado de exposición a acciones térmicas en las caras internas de la unión. El grado de dicha exposición, su cuantía, es determinante en el comportamiento mecánico de la unión en situación de incendio: suponer que la unión está perfectamente protegida y no recibe cargas térmicas en su interior supone una reducción en la flecha de entre el 14 y el 20 % respecto a un grado de exposición correspondiente al observado en los ensayos experimentales de este trabajo.

Summary

During a fire event, timber structural elements suffer a thermal degradation which produces a transformation of the material. It is gradually transformed into another material, charred wood, because of thermal actions. This material has not resistant properties, so in fact a fire on a timber longitudinal structural element (beam, pillar) produces gradual decrease of its resistant section.

European timber construction normative (Eurocode) and Spanish one (Technical Building Code) provide regulatory support to calculation under fire situation of a structural element with simple geometry section, but they don't offer it specifically for carpenter type joints.

Moreover, the use of numerical methods, especially the finite element method, has been increasing its popularity in recent years in the field of structural timber, particularly to solve the analysis of complex structural systems

In this research the finite element method has been applied to the analysis of a timber structure under fire situation, namely a rounded dovetail carpenter joint between a beam and a joist. However, the developed methodology is applicable to other timber elements or timber structural systems under fire situation.

To achieve this objective, a series of experimental tests of charring timber structural members assembled with dovetail joints were made. The specimens used in the tests were made of spruce glulam and chestnut glulam and they were put through the standard thermal loads indicated by ISO 834-1 norm in an accredited oven. A number of thermocouples were inserted in the vicinity of the joints and they recorded temperature throughout test duration. It was also calculated the rate of charring of the specimens.

After that, a virtual model of the real tested specimens was made using the finite element method, and the virtual specimens were subjected to a thermal transient analysis emulating experimental tests with the appropriate thermal loads. Temperatures were recorded in the same locations where the experimental thermocouples were placed, and contrast between these registers and experimental test data were used in order to adjust and validate the finite element model.

It was also created a static mechanical finite element model to emulate the mechanical behavior of a dovetail joint under ordinary non-fire situation. This model was validated using resulted data from previous researches on this type of joint from the literature.

Temperatures obtained as result from the thermal model were applied to the mechanical model, obtaining as result a thermo-mechanical model that emulates behavior of a dovetail joint under fire situation.

Summary

By the use of the created model, 160 different cases of dovetail joint were launched. All these cases consisted on a spruce glulam beam with a section of 200 mm x 320 mm and a spruce glulam joist of 100 mm x 200 mm x 4.200 mm, and these parameters were varied:

- geometric parameters of the joint
- exposure of the internal faces of the joint to thermal actions
- taking or not into consideration as part of the simulation the finite elements that had reached certain thermal thresholds where the wood has lost many of its resistant properties.

A charring rate of 0.54 mm/min for chesnut, and between 0.67 and 0.70 mm/min for spruce was obtained from the experimental tests. It was also found that after 30 minutes of fire, the temperature in the center of the dowel of the dovetail joint the temperature is 20 % higher in spruce glulam than in chestnut glulam.

Tsai-Wu failure criterion was used to determine the optimal value of the geometrical parameters defining the join, but the fact that this criterion was designed for non-fire situation temperatures, caused that the results were inconclusive, and although it was tried to improve the use of the criterion combining it with volumetric parameters, maximum deflection of the joist proved to be a better indicator of the mechanical behavior of the structural elements. This fact had already been stated by some authors in previous researches.

Under non-fire situation the maximum deflection reached by the joist is between 8.3 and 8.5 mm. After 1800 seconds of fire, the maximum deflection measured in the joist is between 31.0 and 49.2 mm, which is an increase of between 374 and 577 % compared to the ordinary state at room temperature.

The geometric parameters that define the joint were demonstrated not determinant, although influential in the behavior of the structural elements under fire situation. The maximum deflection reached by the joist under 1800 seconds of fire situation bears some relation to the maximum deflection that each geometry already possessed in ordinary situation: the worst geometry in ordinary situation is also the worst geometry after 30 minutes of fire, and the best one at room temperature is also the best one under a fire situation.

Correlation between the temperatures in the vicinity of the joint obtained in the experimental tests and those ones obtained in finite element models indicate that there is some exposure to thermal actions on the inner faces of the joint. The degree of these exposure, its amount, is decisive in the mechanical behavior of the joint under fire situation. Assuming a perfect protected joint, completely isolated and receiving no thermal loads inside it, implies a reduction in the maximum deflection of between 14 and 20 % over a corresponding exposure equal to the one observed in the experimental tests that were made in this research.

1. Introducción

La madera es un material de construcción óptimo desde un punto de vista ecológico y de sostenibilidad, ya que la producción de madera no sólo no produce CO₂, a diferencia de otros materiales como el acero o el hormigón, sino más bien al contrario, la madera es sumidero de CO₂. Mientras la producción de este material se realice siguiendo unos protocolos adecuados, como podrían ser los que dicta la certificación forestal, el hecho de construir con madera, y con ello producir madera, estará contribuyendo a la sostenibilidad del bosque y con ello a la del medio ambiente.

La construcción con madera en España no ha gozado en la segunda mitad del siglo XX de popularidad, y de hecho su uso fue paulatinamente abandonado en favor de otros materiales que a pesar de ser medioambientalmente más contaminantes, contaban con otros factores a su favor. Uno de ellos era el hecho de que la construcción con madera carecía de respaldo normativo: no fue hasta 2006, con la publicación del Código Técnico de la Edificación, que un proyectista que deseara realizar la estructura con madera, pudiese hacerlo contando con un soporte normativo español que avalase sus cálculos.

La mayor concienciación social por la optimización de los recursos naturales, desde un punto de vista tanto social como económico, invita a pensar en que el uso estructural de la madera en la construcción debe ir aumentando paulatinamente: el incremento en su soporte normativo, la decididamente cada vez mayor tecnificación del sector, y el gradual aumento del conocimiento en el empleo del material por parte de arquitectos, ingenieros y técnicos, deben ir en una línea de auge en el empleo de la madera estructural.

No obstante, son aún muchas las ideas preconcebidas acerca de las dificultades que entraña la madera como material estructural, algunas más acertadas que otras, que lastran el interés de buena parte de los prescriptores en el uso de este material: la durabilidad de la madera ante ataques de xilófagos, su comportamiento frente a la humedad, su resistencia a tracción perpendicular a la fibra, las dudas que arroja la presencia de singularidades como nudos o fendas... ante todas estas y otras cuestiones, el proyectista decide no emplear un material que efectivamente se degrada, hincha y merma, no es isótropo, y no es homogéneo. Pero ningún otro material constructivo deriva de un ser vivo, hecho este que condiciona todas las características que se acaban de comentar.

Y sin duda, uno de los principales inconvenientes que muchos proyectistas y promotores de estructuras constructivas encuentran en la madera, es su comportamiento ante el fuego. La madera arde.

Como se dijo más arriba, la madera presenta una particularidad con respecto a los otros materiales de construcción más comúnmente empleados: es un material que deriva de un ser vivo, el árbol. Este hecho confiere a la madera un comportamiento muy singular frente a un incendio, y es que cuando un elemento de madera sufre una elevación de temperatura en sus caras externas, la capa más externa del elemento se transforma en un material diferente, la madera carbonizada, que posee unas propiedades diferentes, tanto de tipo mecánico como de

Introducción

tipo térmico. Esta capa carbonizada funciona como aislante térmico, provocando que la zona más interior de la madera no vea incrementada su temperatura de inmediato, y que se mantenga durante bastante tiempo a una temperatura semejante a la que tenía antes de comenzar el incendio.

Por otra parte, esta capa carbonizada, cuyo grosor aumentará poco a poco mientras dure el incendio, no posee cualidades resistentes, por lo que la capacidad portante del elemento estructural que se está carbonizando queda supeditada a la que posea la parte de madera sin carbonizar de dicho elemento.

Por tanto, el cálculo de la capacidad resistente de un elemento de madera en situación de incendio se basa en calcular, en función de la duración del incendio, que espesor tiene la capa carbonizada, para de este modo conocer las dimensiones de la sección de madera que aún es resistente. Las normativas de construcción tanto europea como española dan pautas para realizar este cálculo en geometrías sencillas, como puede ser la sección rectangular de una viga común.

No obstante, en geometrías complejas como las de las uniones de las estructuras de madera, no es trivial determinar qué cantidad de madera se ha carbonizado tras un incendio, ni cuál será la capacidad portante de la misma. La normativa indica determinadas comprobaciones a realizar según el tipo de unión que se trate, y para el caso de uniones tradicionales de tipo carpintero simplemente se dan indicadores de distancias mínimas, espesores mínimos, aumentos dimensionales... El proyectista que desee comprobar con seguridad la capacidad portante de unión de este tipo se vería abocado a la realización de ensayos experimentales de carbonización, con el gravamen económico que conlleva.

Por otro lado, el espectacular incremento de la potencia de los ordenadores en los últimos años, y la relativa popularización de paquetes de software comercial de elementos finitos han permitido que desde fechas relativamente recientes se vengán realizando modelizaciones y simulaciones en el ámbito del conocimiento de la madera como material estructural empleando el método de los elementos finitos. Así, algunos trabajos interesantes en este sentido en nuestro país son los de [7], [214] [19], [183], [81].

Sin embargo, a pesar de que el método de los elementos finitos permite realizar otros tipos de análisis además del mecánico, como pueden ser análisis de transferencia de calor, no se encontró en la literatura ningún trabajo de investigación español que aborde esta temática en estructuras de madera. De hecho, y fuera del ámbito de los modelos numéricos, se conoce un único libro publicado en España relacionado con la investigación del comportamiento de las estructuras de madera en situación de incendio: "Madera laminada encolada estructural (MLE). Resistencia al fuego y características mecánicas" [98].

Es por ello que se planteó la realización de este trabajo de investigación, en el que desarrolla una metodología de aplicación del método de los elementos finitos en el análisis del comportamiento de una estructura de madera ante una situación de incendio.

Introducción

Una de las uniones carpinteras con un mayor auge en su empleo en los últimos años es la unión carpintera en cola de milano redondeada. Se trata de un tipo de unión muy adecuada para estructuras de forjado o de cubierta, en las que en uno de los elementos, la vigueta, se talla una espiga cuya forma recuerda a la cola de un ave, el milano, que da nombre a la unión. Esta espiga se encaja en la caja o mortaja, que es una cavidad que se talla en la viga, que es el elemento estructural que recibe a la vigueta.



Figura 1.1. El milano (*Milvus migrans*)

Existe el precedente de la tesis doctoral presentada por Azahara Soilán en el año 2011 [183], en la que se analiza exhaustivamente el comportamiento mecánico de este tipo de unión, por lo que se consideró de interés aplicar la metodología desarrollada a este tipo unión en concreto.

2. Antecedentes

Propiedades de la madera a temperatura ambiente

Propiedades fisiológicas de la madera

Definición

Se define comúnmente “madera” como la parte sólida de los árboles cubierta por la corteza [165]. Por tanto, la madera es en primera instancia un material que forma parte de un ser vivo, el árbol, que desarrolla madera para que esta actúe principalmente como estructura que da sostén a aquél, pero también como elemento conductor de savia, y en menor medida como almacén de sustancias.

La madera es por lo tanto un material celular, y debido a su origen y a su función primigenia va a tener una serie de características singulares que lo distinguen de los demás materiales de construcción empleados por el ser humano.

Estas características singulares derivan del origen celular del material, y de las funciones que cumple en el árbol, siendo probablemente la más destacada la heterogeneidad del mismo, provocando una anisotropía que condicionará enormemente incluso las definiciones de las propiedades del material, que deberán referirse siempre a los ejes del material.

Propiedades anatómicas

Estructura macroscópica

La estructura macroscópica de la madera es aquella que se estudia a simple vista o con lupa de diez aumentos [10]. Debido a la heterogeneidad del material, para estudiar la estructura macroscópica se establecen tres planos o secciones

- Transversal: perpendicular al eje del tronco
- Radial: contiene al eje del tronco y a un radio del mismo
- Tangencial: paralelo a un plano tangente al tronco o a un anillo de crecimiento

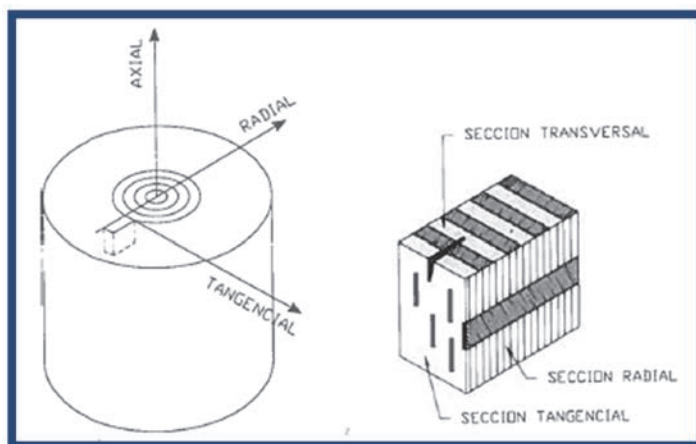


Figura 2.1. Planos principales de la madera (fuente: [6])

Antecedentes

En un sector de un tronco, se pueden observar los siguientes elementos en su estructura macroscópica:

- Corteza externa o corteza propiamente dicha. Está constituida por células muertas.
- Corteza interna o líber. Por ella circula la savia descendente.
- Cambium. Es el tejido que va generando nuevas capas de células, madera (o xilema) hacia el interior) y corteza hacia el exterior.
- Leño, tejido leñoso o madera propiamente dicha.

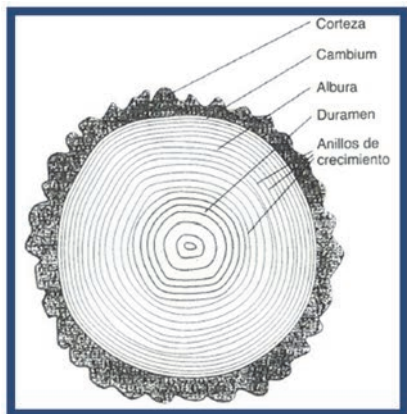


Figura 2.2. Sección del tronco (fuente: [213])

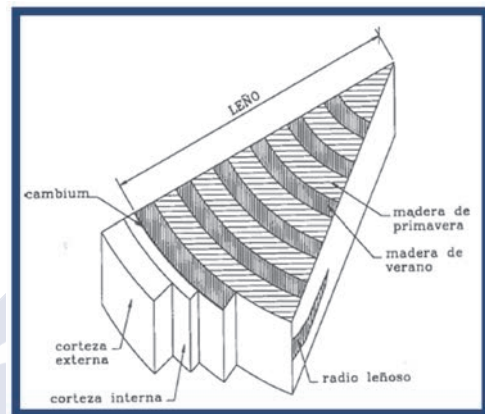


Figura 2.3. Estructura del tronco (fuente: [6])

En la madera se diferencian las siguientes estructuras macroscópicas:

- Anillos de crecimiento
Su existencia se debe a la formación de nuevas capas de células que produce el cambium hacia el interior del árbol. En climas templados con variación estacional, se podrá distinguir en cada anillo de crecimiento la *madera de primavera* (producida en la estación lluviosa) de la *madera de verano* (producida en la estación seca). En el caso de las coníferas, la diferencia estriba principalmente en el color.
- Médula
Es la parte central del tronco, en torno al eje longitudinal del mismo. Puede tener sección circular, poligonal o estrellada. Posee características físicas y mecánicas diferentes e inferiores a las del resto de la madera del tronco, por lo que se suele desechar en los procesos de aprovechamiento industrial de la misma.
- Radios leñosos
Constituidos por agrupaciones de células dispuestas en dirección radial, por tanto perpendiculares al eje del árbol. Sirven de ligazón a las fibras longitudinales, y tienen cierta importancia en las propiedades de la madera, ya que sirven de elemento de identificación y son responsables en parte de las propiedades de contracción.
- Duramen y albura
Dentro del tejido leñoso se diferencian dos zonas: el duramen, en el interior del tronco, y la albura, en el exterior.
La albura, de madera más joven, conduce la savia desde las raíces hasta la copa. Con el paso del tiempo, las células más interiores van perdiendo su función conductora y relegándola a las nuevas capas más jóvenes. A menudo la albura se diferencia del duramen por su color más claro, que le da nombre.

Antecedentes

El duramen es la capa más interior. Ha sufrido el proceso denominado *duraminización*, provocado por una serie de modificaciones anatómicas y químicas que le confieren una coloración más oscura, una mayor densidad (lo que conlleva una superior resistencia mecánica) y resistencia a los ataques de insectos, al igual que una menor capacidad de impregnación.

- Madera juvenil

Es la madera producida en los 5-20 primeros anillos de crecimiento, y posee propiedades diferentes a la demás madera del tronco: menor resistencia y rigidez y mayor hinchazón y merma en la dirección longitudinal de la madera madura.

- Madera de reacción

Es un tipo de madera que produce el árbol cuando éste se ve sometido a unas sollicitaciones que predominan en una dirección, debidas por ejemplo a la pendiente del terreno o a un viento dominante.

En las coníferas se produce madera de compresión, con características mejoradas ante este esfuerzo en las zonas más comprimidas, mientras que las frondosas desarrollan madera de tracción en las zonas más traccionadas.

La madera de tracción no presenta generalmente problemas para su uso estructural, pero la de compresión tiene una hinchazón y merma longitudinales mayor de lo normal, lo que provoca mayores deformaciones durante el secado, y una tendencia a la rotura frágil.

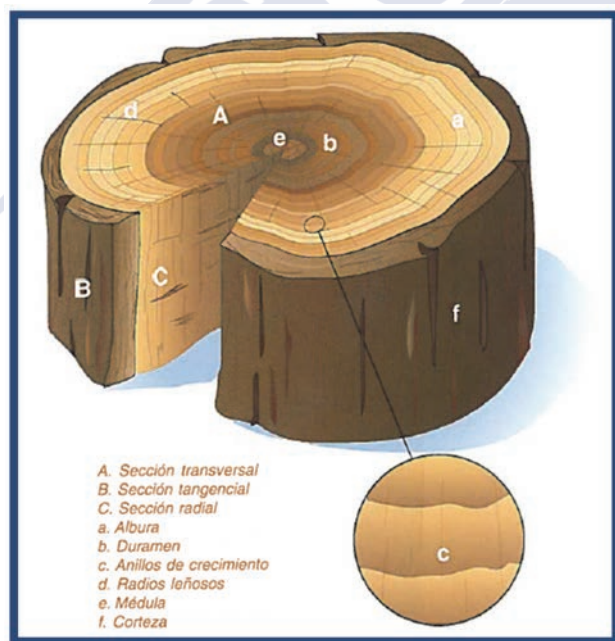


Figura 2.4. Estructura macroscópica de la madera (fuente: [72])

Estructura microscópica

La estructura microscópica es aquella observable hasta unos 2.000 aumentos.

Las coníferas muestran una estructura microscópica relativamente sencilla: el 90 - 95 % de las células son alargadas, de 2-5 mm de longitud y 10-50 μm de diámetro, dispuestas con su eje longitudinal paralelo al eje del tronco del árbol, y son denominadas *traqueidas*. En las paredes de las traqueidas se localizan las *punteaduras*, que permiten la comunicación entre ellas.

Antecedentes

Se observan también otras células columnares, paralelas a las traqueidas, con paredes más delgadas que éstas, encargadas del almacenamiento y transporte de sustancias, denominadas *parénquima longitudinal*.

Existen además *canales resiníferos*, que son cavidades longitudinales dentro del tejido, con un espacio hueco intercelular en el que vierten la resina las células que forman sus paredes, *células resinógenas*.

Los elementos transversales de la madera de coníferas son exclusivamente los radios leñosos. Su constitución anatómica es igual a la del tejido vertical: forman el radio las *traqueidas radiales*, el *parénquima* y, en algunos casos, *canales resiníferos*. Cuando el radio está constituido únicamente por parénquima constituye lo que se llama *radio homogéneo*; cuando están formados por parénquima y traqueidas se denominan *heterogéneos* y si además incluyen canal resinífero reciben el nombre de *radios fusiformes*.

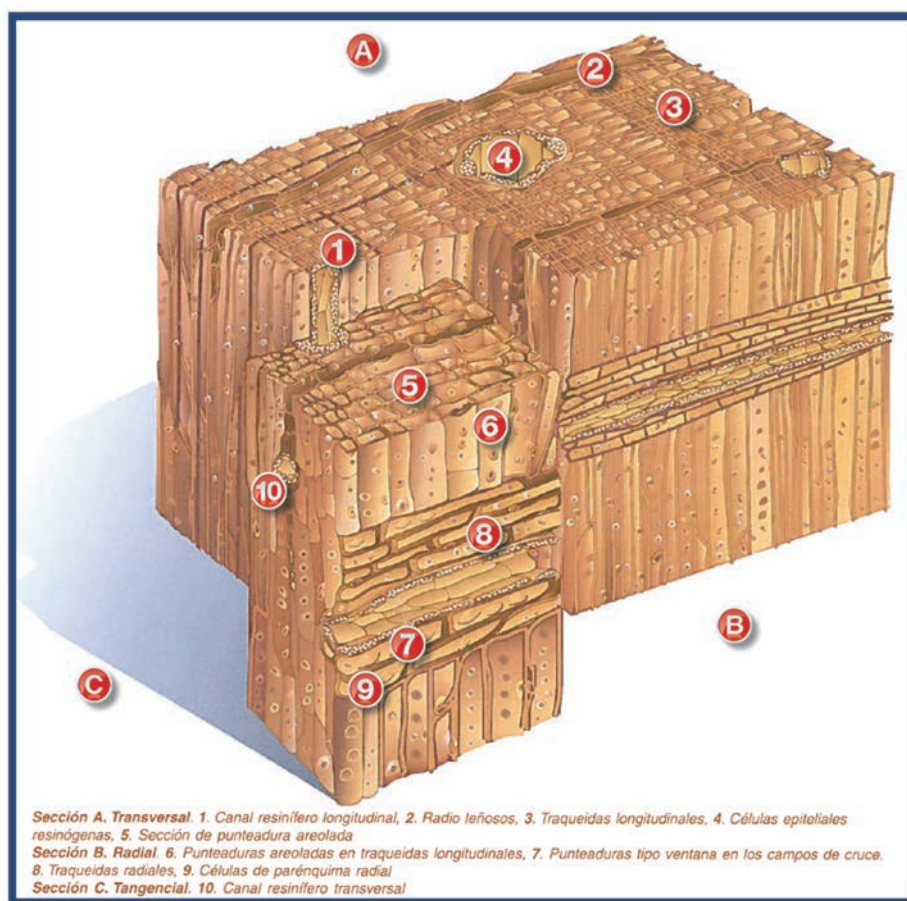


Figura 2.5. Estructura microscópica de madera de conífera (fuente: [72])

La estructura microscópica de las frondosas, aun siendo análoga a la de las coníferas, es más compleja. El tejido estructural básico lo forman las *fibras libriiformes* y las *traqueidas*. Dentro de este tejido existen conductos formados por elementos únicos, de longitud muy variable (entre unos centímetros y varios metros) denominados *vasos*. Se distribuyen formando anillos, de forma difusa o semidifusa.

Antecedentes

Las fibras de las traqueidas tienen paredes de mayor espesor y menor luz interior que las traqueidas de las coníferas y las diferencias entre las fibras de verano y las de primavera son mucho menos acusadas que en aquellas.

Las células del parénquima son más abundantes y los radios leñosos son de mayor tamaño que en las coníferas.

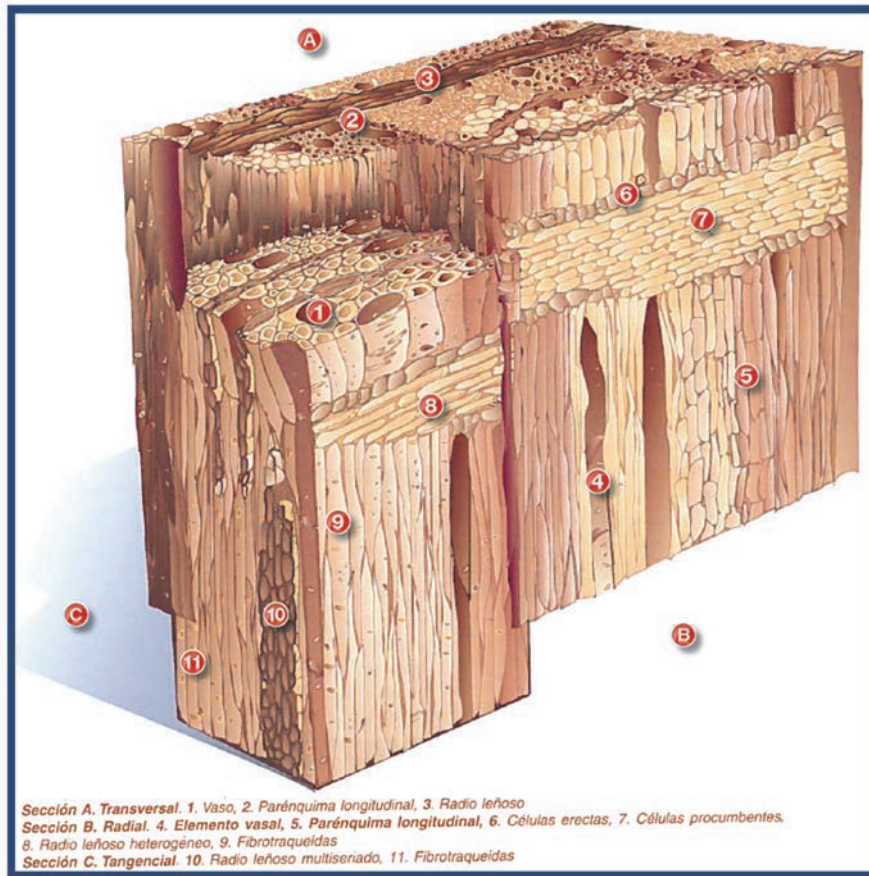


Figura 2.6. Estructura microscópica de madera de frondosa (fuente: [72])

Estructura submicroscópica

Se denomina de este modo a la estructura que para ser observada requiere aumentos superiores a los 3.000.

La sustancia básica que forma la pared de la célula es la celulosa. Ésta se agrupa en filamentos enrollados helicoidalmente con relación al eje de la célula, denominados *fibrillas*. Las fibrillas son independientes entre sí pero se unen a través de un material denominado lignina. Cada fibrilla está formada por agregados más finos que se denominan *microfibrillas*, a su vez formadas por agrupaciones de *fibrillas elementales*. Estas últimas están formadas por cadenas de celulosa.

Antecedentes

La pared celular está compuesta por las siguientes capas:

- Pared intercelular o laminilla media (L o M)

Es una capa que en rigor no forma parte de la pared de la célula, si no que se dispone entre las distintas células. Está formada principalmente por lignina, y pequeñas cantidades de hemicelulosa. Carece prácticamente de celulosa y es isotropa.

- Pared primaria (P)

Constituida por microfibrillas dispuestas de forma aleatoria en una matriz de lignina. Es anisótropa.

- Pared secundaria (S)

Constituida por celulosa con pequeñas incrustaciones de lignina. En ella se distinguen tres capas diferenciadas

- Capa S_1

Es la más exterior, y la más delgada de las tres (5 – 10 % del espesor total de S). Está formada por varias laminillas en las que las fibrillas están orientadas en ángulos opuestos.

- Capa S_2

Es la capa intermedia, la más gruesa de las tres (75 - 85 % del espesor total de S), y por ello la que mayor influencia tiene en el comportamiento de la madera. Las fibrillas tienen muy poca inclinación respecto al eje de la célula.

- Capa S_3

Es la capa más interna, siendo muy delgada o incluso inexistente (hasta 20 % del espesor total de S). Tiene las fibrillas orientadas con un ángulo muy grande respecto al de la célula, y en sentido contrario al de la capa S_2 .

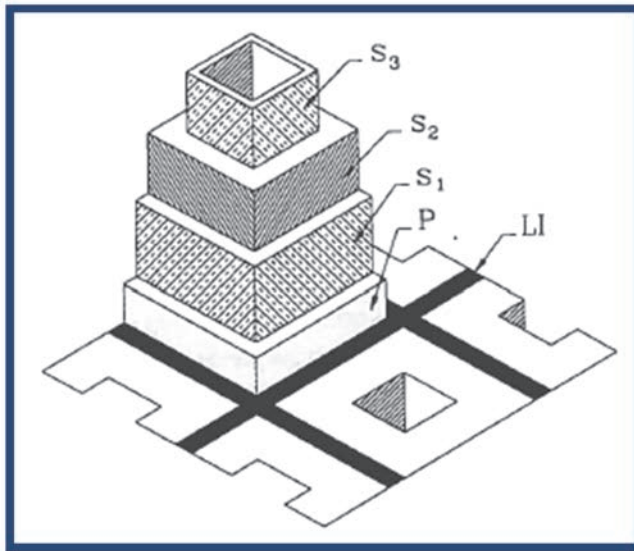


Figura 2.7. Estructura submicroscópica de la madera (fuente: [6])

Anisotropía

Como consecuencia de la estructura física que posee la madera, expuesta en los puntos anteriores, la mayoría de las propiedades mecánicas y térmicas de la madera van a depender de la dirección en la que sean examinadas. Debido a ello, la madera se considera un material *anisótropo*

Antecedentes

Al examinar un elemento de madera se consideran tres direcciones principales:

- Axial o longitudinal (L)
Paralela al eje de crecimiento del árbol y por tanto a las fibras longitudinales
- Radial (R)
Perpendicular a la dirección L y pasando por el eje del árbol
- Tangencial (T)
Normal a las direcciones L y R .

Estas tres direcciones (L , R , T) son los ejes que determinan las variaciones de propiedades del material, por lo que al ser perpendiculares entre sí, provocan que la madera sea estudiada como material *ortótropo*.

La madera puede considerarse muy groseramente como un haz de tubos de gran longitud orientados según el eje L , y unidos entre sí por las paredes. Por tanto, es fácil comprender intuitivamente como las propiedades del material serán diferentes si se consideran paralelamente (eje L) o perpendicularmente (ejes R o T) a la fibra. Por otra parte, las diferencias de espesor en la pared celular de las fibras de madera de primavera (pared delgada) y las de madera de verano (pared gruesa) junto con la existencia de radios leñosos, provoca que haya diferencias en la propiedades consideradas en dirección radial [®] y las consideradas en dirección tangencial (T).

Por todo ello, al citar una propiedad mecánica o alguna de las térmicas debe referirse a alguna de las tres direcciones o ejes anteriormente citados. En la práctica, para el cálculo de estructuras de madera, este problema se simplifica a dos direcciones:

- Dirección paralela a la fibra
Eje axial o longitudinal (L)
- Dirección perpendicular a la fibra
Engloba las direcciones radial y tangencial, ya que la variación entre ellos es de un orden muy inferior al existente con relación a la dirección L , y además en muchos casos no es posible distinguir en los elementos estructurales una dirección de la otra.

Composición química

Los compuestos de los que forman la madera son principalmente los siguientes:

- Celulosa
Es un polímero lineal homogéneo, polisacárido, formado por unidades de celobiosa ($C_6H_{10}O_5$) unidas en número variable entre 7.000 a 13.000 mediante puentes de hidrógeno y fuerzas de Van der Waals, lo que les confiere una gran resistencia. La celulosa, y por tanto la madera, posee carácter polar debido a la existencia de grupos $H-C-OH$ y $H-CH_2OH$. Estos grupos polares permiten la unión de cadenas de celulosa entre sí formando las fibrillas elementales.
- Hemicelulosa
También es un polímero lineal polisacárido en donde la unidad es muy variable, pudiendo ser pentosanos o hexosanos. Posee un grado de polimerización muy inferior al de la celulosa

Antecedentes

- Lignina

Es un polímero tridimensional amorfo que se compone de unidades de fenil-propano $C_6 - C_3$. No posee grupos polares, lo que le da un cierto carácter hidrófobo. Es una sustancia bastante inerte, lo que proporciona gran durabilidad a la madera.

- Sustancias de impregnación

En este grupo se engloban distintas sustancias presentes en la madera en mayor o menor medida según la especie de la que se trate. Su función en el árbol es muy compleja, aunque habitualmente se relacionan con la prevención de ataques de organismos patógenos. Las más frecuentes son las siguientes:

- Ácidos resínicos

Son sustancias cuya fórmula empírica es $C_{20}H_{30}O_2$ y cuyos compuestos más importantes son ácidos de tipo abiético y ácidos de tipo pimárico.

- Terpenos

Sustancias de formulación $C_{10}H_{16}$

- Ceras

Bajo esta denominación se agrupan diversos polímeros heterogéneos que resultan de la mezcla de diferentes constituyentes como hidrocarburos saturados lineales de fórmula $CH_3-(CH_2)_n-CH_3$ a los que se le unen cierto número de átomos de carbono, y ésteres resultantes de la combinación de un ácido y un alcohol.

- Taninos, materias nitrogenadas y sustancias colorantes

Presentes en proporciones muy pequeñas, aunque en ciertas especies su porcentaje es lo suficientemente importante como para que sean aprovechadas precisamente por ello.

En un árbol, la distribución aproximada de los compuestos anteriormente citados es la siguiente (Tabla 2.1):

Especie	Celulosa	Hemicelulosa	Lignina	Sustancias de impregnación
Coníferas	58 – 62 %	7 – 14 %	27 – 30 %	2-3 %
Frondosas	41 – 58 %	18 – 28 %	18 – 32 %	1-5 %

Tabla 2.1. Composición de la madera

Esta distribución de compuestos conlleva que los porcentajes de existencias de los elementos químicos más abundantes sea la siguiente:

- Carbono: 48,0-52,0 %
- Oxígeno: 41,5 – 45,5 %
- Hidrógeno : 5,8 – 6,0 %

Antecedentes

Propiedades físicas

El agua en la madera.

En la madera el agua puede estar presente en tres formas diferentes:

- Agua de constitución
Forma parte de la madera. Eliminarla supone destruir el material.
- Agua de impregnación
Es el agua contenida en las paredes celulares. Tiene gran influencia en las propiedades físico-mecánicas de la madera. El agua de impregnación se intercambia con el aire del ambiente, aumentando o disminuyendo y manteniéndose en equilibrio con este.
Cuando las paredes celulares se encuentran saturadas de agua, se dice que se ha alcanzado el *punto de saturación de la fibra (PSF)*, que en las coníferas suele estar aproximadamente en torno al 28-30 %.
El agua de impregnación puede eliminarse de la madera por desecado en estufa a 103 ± 2 °C.
- Agua libre
Es aquella que se encuentra por encima del punto de saturación de las fibras, llenando las cavidades de las células. No tienen influencia sobre las propiedades mecánicas.

Contenido de humedad

El contenido de humedad de la madera (H) se define como la cantidad de agua que contiene en porcentaje de su peso anhidro

$$H (\%) = \frac{P_h - P_s}{P_s} \cdot 100 \quad (2-1)$$

Siendo:

P_h = peso húmedo de la probeta

P_s = peso seco de la probeta obtenido por secado en estufa a 103 ± 2 °C

Higroscopicidad

La madera es un material higroscópico, y por tanto absorbe o cede agua del medio ambiente según las condiciones de humedad relativa y temperatura del aire existentes en cada momento. El porcentaje de humedad que alcanzará una madera a lo largo del tiempo sometida a unas ciertas condiciones de humedad y temperatura del aire se denomina humedad de equilibrio higroscópico (HEH)

La higroscopicidad de la madera se mide como la variación de la densidad de la misma cuando su contenido de humedad varía un 1 %.

Kollman [107] comprobó que la HEH no sufre apenas variaciones en función de la especie, y elaboró un ábaco que permite determinar su valor (Figura 2.8)

Antecedentes

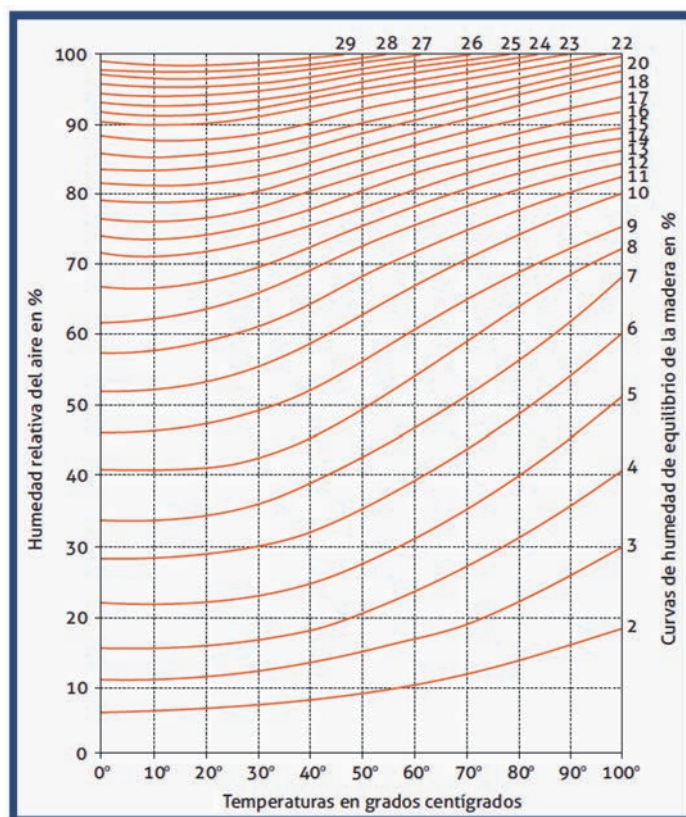


Figura 2.8. Curvas de humedad de equilibrio de la madera, por [107], elaborada por [48]

Ya que la madera sufre variaciones dimensionales cuando varía su contenido de humedad, es muy recomendable que la madera sea puesta en servicio con un contenido de humedad lo más próximo posible a la humedad de equilibrio higroscópico

Los contenidos en humedad recomendables son los que se muestran en la Tabla 2.2.

Ambiente	Contenido en humedad
Obras hidráulicas	30 %
En medios muy húmedos	25 – 30 %
Expuestas a la humedad (no cubiertas)	18 – 25 %
Obras cubiertas pero abiertas	16 – 20 %
Obras cubiertas y cerradas	13 – 17 %
Local cerrado y calefactado	12 – 14 %
Local con calefacción continua	10 – 12 %

Tabla 2.2. Contenidos en humedad recomendables

Hinchazón y merma

Cuando el contenido de humedad de un elemento de madera varía, siempre que lo haga por debajo del punto de saturación de la fibra, se produce una variación en sus dimensiones. Cuando aumenta el contenido en humedad, sus dimensiones aumentan (*hinchazón*), mientras que si dicho contenido disminuye, sus dimensiones disminuyen (*merma*).

Antecedentes

La anisotropía de la madera provoca que las variaciones dimensionales de hinchazón y merma sean diferentes en las direcciones axial, radial y tangencial: la mayor variación se produce en la dirección T, mientras que en la dirección R es de un 50 o 60 % de la producida en la dirección T. En la dirección L, la variación es prácticamente despreciable, del orden de un 2 - 4 % de la producida en la dirección R.

Se define la *contracción volumétrica total* como el porcentaje de variación de volumen entre el estado saturado y el anhidro, tal y como se observa en la ecuación (2-2).

$$C_v = \frac{V_s - V_0}{V_0} \cdot 100 \quad (2-2)$$

Siendo:

V_s = volumen de la probeta saturada en agua

V_0 = volumen de la probeta en estado anhidro

De manera análoga se pueden definir las *contracciones radiales (R)* y *tangenciales (T)*, considerando las correspondientes dimensiones radial y tangencial saturadas (R_s , T_s) y anhidras (R_0 , T_0). La contracción longitudinal es despreciable.

Se define el *coeficiente de contracción volumétrica* como la variación de volumen que experimenta la madera cuando existe una variación de la humedad del 1 % al estar por debajo del punto de saturación de la fibra (ecuación (2-3))

$$v (\%) = \frac{V_h - V_0}{V_0 \cdot H} \cdot 100 \quad (2-3)$$

Siendo:

V_h = volumen de la probeta con una humedad H %

H = contenido de humedad de la madera

De manera análoga se pueden definir los coeficientes de contracción lineal, que serán dos en función de la dirección considerada: *coeficiente de contracción radial* (v_r) y *coeficiente de contracción tangencial* (v_t). El coeficiente de contracción longitudinal es despreciable.

Para pino silvestre, los valores de los parámetros anteriores son aproximadamente los que se indican en la Tabla 2.4.

C_v	R	T	v	v_r	v_t
12 %	3,85 %	6,82 %	0,37	0,12	0,21

Tabla 2.3. Coeficientes de contracción volumétrica, contracción radial, contracción tangencial y coeficientes de contracción lineal para pino silvestre

Antecedentes

El coeficiente de contracción volumétrica será diferente en función de la especie, y permite clasificar las distintas especies según la norma UNE EN 56533:1977 en las clases de la Tabla 2.4.

v	Clasificación de la madera
1 – 0,75	Muy nerviosa; para medios de humedad constante; maderas de poco uso comercial
0,75 – 0,55	Bastante nerviosa; para despiece radial
0,55 – 0,35	Medianamente nerviosa; para construcción
0,35 – 0,15	Poco nerviosa; maderas estables o nobles; para carpintería, ebanistería y tornería

Tabla 2.4. Clasificación las distintas especies según el coeficiente de contracción volumétrica

Densidad

La densidad es la relación entre la masa y el volumen. Debido a su higroscopicidad, en el caso de la madera la densidad será necesario referirla a un determinado contenido de humedad. Generalmente este contenido de humedad de referencia será el 12 %.

La densidad varía mucho de unas especies a otras, desde 300 kg/m³ las maderas más ligeras hasta los 1.200 kg/m³ para las más pesadas.

Las especies más usadas en construcción tienen unos valores de densidad de 400 – 550 kg/m³ en el caso de las coníferas y de 600 – 700 kg/m³ en el de las frondosas.

Dureza

La dureza es una propiedad que indica la facilidad de penetración de un material en otro, es decir, en el caso de la madera podría definirse como la resistencia que opone la madera a ser penetrada por cuerpos extraños.

La dureza, como muchas de las propiedades de la madera, se ve influida por el contenido en humedad, así como por la dirección considerada. La norma española de clasificación de la madera en función de esta propiedad (UNE 56.540) lo hace considerando la dureza perpendicular a la fibra. La dureza paralela a la fibra es generalmente de 1,5 a 2,5 veces la dureza perpendicular a la fibra.

La dureza está directamente relacionada con la densidad, y de hecho algunas técnicas no destructivas de evaluación de propiedades de la madera emplean la medición de la dureza como estimación de la densidad. Las maderas más duras son más densas.

Propiedades mecánicas

Elasticidad

En un cuerpo isótropo las relaciones entre las tensiones y las deformaciones unitarias quedan definidas al conocer las tres constantes elásticas siguientes:

- Módulo de elasticidad longitudinal (E)

Su valor se define como el cociente entre la tensión que se aplica al cuerpo (σ) y la deformación que aparece como consecuencia de ello (ϵ), según la expresión (2-4).

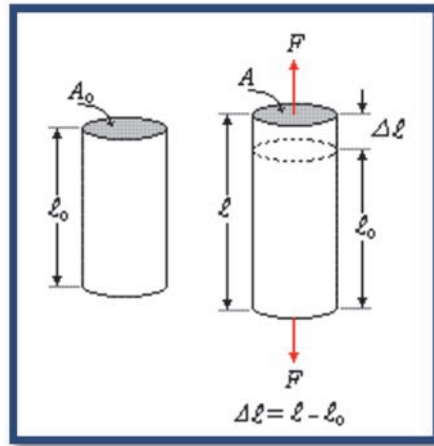


Figura 2.9. Módulo de elasticidad longitudinal (fuente: [139])

$$E = \frac{\sigma}{\epsilon} = \frac{\frac{F}{A}}{\frac{\Delta l}{l}} \quad (2-4)$$

- Módulo de elasticidad transversal (G)

Es la relación entre la tensión tangencial (τ) y la distorsión angular (γ) tal y como se indica en la ecuación (2-5).

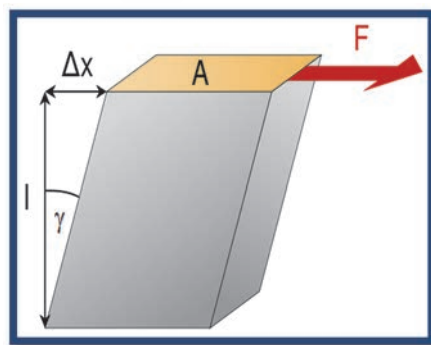


Figura 2.10. Módulo de elasticidad transversal (fuente: [222])

$$G = \frac{\tau}{\gamma} = \frac{\frac{F}{A}}{\frac{\Delta x}{l}} = \frac{F \cdot l}{\Delta x \cdot A} \quad (2-5)$$

Antecedentes

- Coeficiente de Poisson (ν)

Es la relación entre la deformación unitaria lateral (ϵ_{lat}) y la correspondiente deformación unitaria longitudinal (ϵ_{long}), en un cuerpo elástico en el que se aplica una tensión unitaria en la dirección longitudinal (σ_x), según la expresión (2-6).

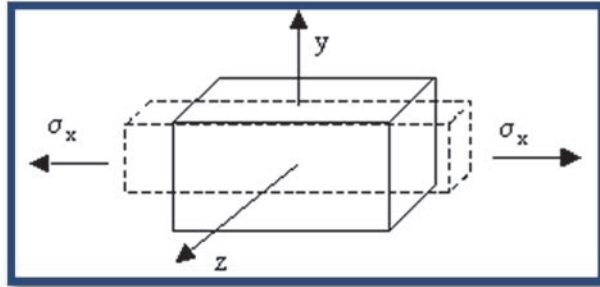


Figura 2.11. Coeficiente de Poisson (fuente: [209])

$$\nu = \frac{\epsilon_{lat}}{\epsilon_{long}} \quad (2-6)$$

Además, estos tres parámetros están relacionados por la expresión (2-7):

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (2-7)$$

Por lo que en realidad conocer dos de los parámetros permite deducir el tercero.

En los materiales ortótropos, como la madera, estos parámetros serán diferentes en función de la dirección considerada: longitudinal (L), radial (R) o tangencial (T); direcciones que además delimitan tres planos de simetría elástica entre sí (LR, LT y RT).

Por ello, en los materiales ortótropos será necesario en principio conocer doce constantes elásticas:

- Tres módulos de elasticidad longitudinal: E_L , E_T , E_R
- Tres módulos de elasticidad transversal: G_{LT} , G_{TR} , G_{RL}
- Seis coeficientes de Poisson: ν_{RL} , ν_{TL} , ν_{RT} , ν_{LT} , ν_{LT} , ν_{TR} , ν_{LR}

Pero realmente sólo será necesario conocer 9 de las constantes anteriores, al cumplirse las expresiones (2-8), (2-9) y (2-10).

$$\frac{\nu_{TL}}{E_T} = \frac{\nu_{LT}}{E_L} \quad (2-8)$$

$$\frac{\nu_{RL}}{E_R} = \frac{\nu_{LR}}{E_L} \quad (2-9)$$

$$\frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_T} \quad (2-10)$$

Antecedentes

Siendo:

E_i = módulo de elasticidad longitudinal en la dirección i (L, T, R). Corresponde a la relación entre la tensión σ y el alargamiento unitario que se produce en la dirección i

G_{ij} = módulo de elasticidad transversal en el plano ij (RT, TL, LR). Corresponde a la relación entre la tensión tangencial τ y la distorsión angular γ que se presenta

ν_{ij} = representa uno de los coeficientes de Poisson. Permite deducir la deformación longitudinal unitaria ε_j que genera la tensión nominal σ_i , mediante la expresión (2-11).

$$\varepsilon_j = -\nu_{ij} \cdot \varepsilon_{ij} = -\nu_{ij} \cdot \frac{\sigma_i}{E_i} \quad (2-11)$$

Tracción paralela a la fibra

La madera tiene una elevada resistencia a tracción paralela a la fibra, de hecho en madera libre de defectos alcanza valores superiores a los de flexión. En madera clasificada oscila entre 8 y 18 MPa.

La relación entre la tensión y la deformación en esta sollicitación es prácticamente lineal hasta la rotura.

Compresión paralela a la fibra

La resistencia a compresión paralela a la fibra de la madera es elevada, alcanzando valores característicos en madera clasificada de 16 a 23 MPa.

No obstante, debe recordarse que en el cálculo de elementos a compresión influye el pandeo, lo que en la práctica reduce el valor de esta resistencia.

En la gráfica de tensión-deformación de un ensayo a compresión paralela a la fibra en madera libre de defectos (Figura 2.12), se presenta un comportamiento lineal en la primera fase y no lineal en la segunda. Este módulo de elasticidad es algo menor que el de tracción paralela a la fibra. La resistencia a tracción resulta superior a la resistencia a compresión. No obstante, en madera clasificada sucede lo contrario, siendo mayor la resistencia a compresión, debido a la influencia de las singularidades de la madera (principalmente nudos) en la resistencia a tracción.

Antecedentes

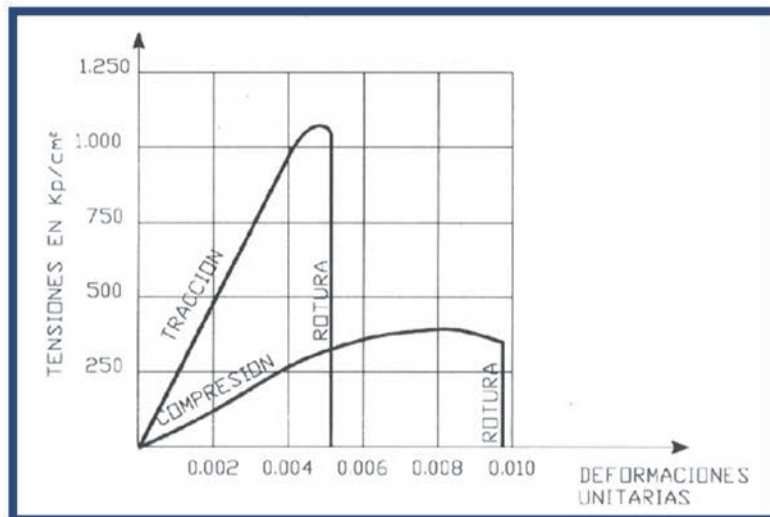


Figura 2.12. Gráfica de tensión-deformación de un ensayo a compresión paralela a la fibra en madera libre de defectos (fuente: [6])

Flexión

La resistencia a flexión de la madera es muy elevada, sobre todo comparada con su densidad. Su valor, en coníferas empleadas habitualmente en estructuras, oscila entre 14 y 30 MPa.

La flexión se origina por un momento que producen en la sección de la pieza tensiones de compresión y de tracción paralelas a la fibra, con valores máximos en las fibras extremas y nulos en la fibra neutra (Figura 2.13).

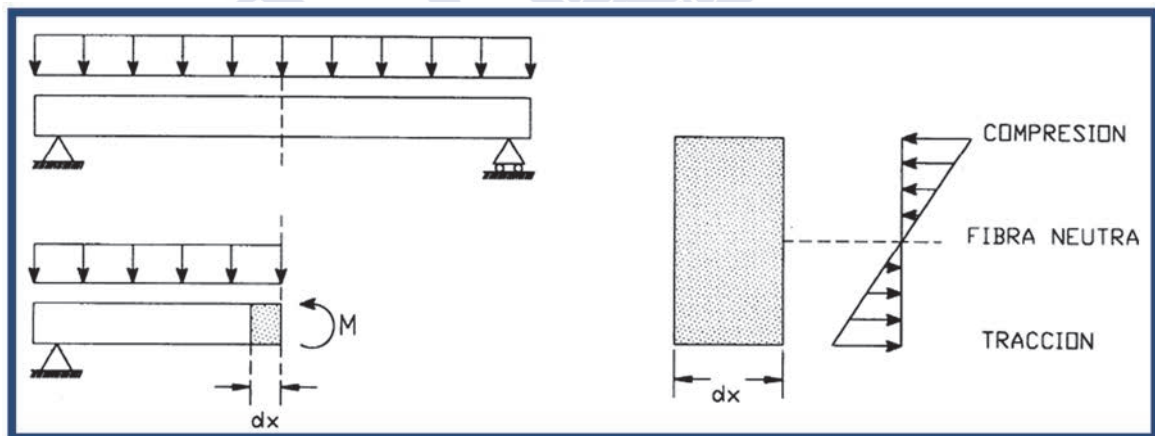


Figura 2.13. Flexión (fuente: [6])

Esta propiedad es importante en piezas tales como vigas, viguetas de forjado, pares de cubierta, etc.

Tracción perpendicular a la fibra

La resistencia de la madera a la tracción perpendicular a la fibra es muy baja, del orden de 30 a 70 veces menor que en la dirección paralela. Su valor es de 0,3 a 0,4 MPa. Dado que el árbol tiene escasas necesidades resistentes a esta sollicitación, es coherente que en su desarrollo estructural no haya primado el ofrecer grandes prestaciones a la misma.

En la práctica, y aplicado a estructuras, esta sollicitación resulta crítica únicamente en piezas de directriz curva (arcos, vigas, curvas, etc.)

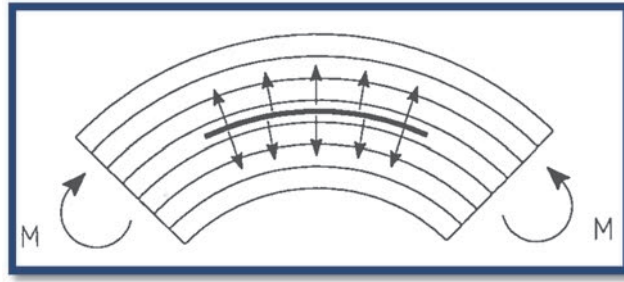


Figura 2.14. Tracción perpendicular a la fibra (fuente: [6])

Compresión perpendicular a la fibra

La resistencia a la compresión en la dirección perpendicular a la fibra es muy inferior a la existente en la dirección paralela. Los valores característicos oscilan entre 4,3 y 5,7 MPa, lo que supone una cuarta parte de la resistencia en la dirección paralela.

Este tipo de esfuerzo es habitual en las zonas de apoyo de las vigas.

Cortante

El esfuerzo cortante origina tensiones tangenciales que actúan sobre las fibras de la madera de diferentes modos

- Tensiones tangenciales de cortadura

Las fibras son cortadas transversalmente por el esfuerzo, produciendo aplastamiento.

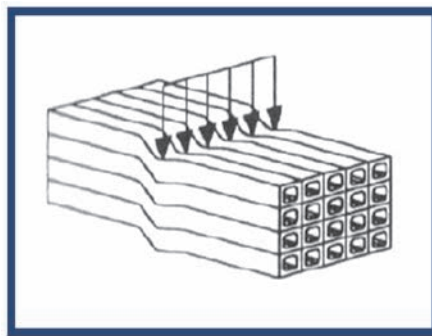


Figura 2.15. Cortadura (fuente: [6])

Antecedentes

- Tensiones tangenciales de deslizamiento

Se produce deslizamiento de unas fibras con respecto a las otras en dirección longitudinal.

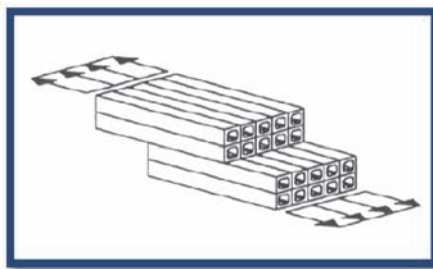


Figura 2.16. Deslizamiento (fuente: Cortadura (fuente: [6]))

- Tensiones tangenciales de rodadura

Se produce rodadura de unas fibras sobre las otras.

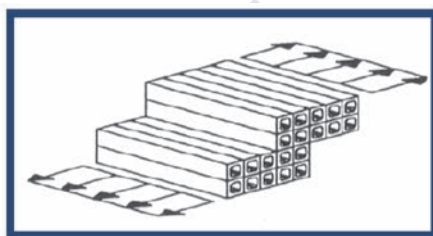


Figura 2.17. Rodadura (fuente: [6])

La resistencia a cortante por deslizamiento oscila entre 1,7 y 3,0 MPa en función de especie y calidad, de entre las usadas habitualmente en construcción.

La resistencia a cortante por cortadura es superior (por tanto menos limitante) y la resistencia a cortante por rodadura, si bien es inferior, no se tiene en cuenta ya que este fenómeno se produce sólo en casos muy concretos.

Módulo de elasticidad

El módulo de elasticidad en dirección paralela a la fibra de la madera adopta valores diferentes según se trate de sollicitaciones de compresión o de tracción. En la práctica se emplea un valor intermedio entre ambos, el valor “*aparente*” del módulo de elasticidad en flexión, que oscila entre 7 y 12 MPa.

En dirección perpendicular a la fibra se emplea también un único módulo de elasticidad, de valor 30 veces inferior al paralelo a la fibra.

Factores que influyen en las propiedades mecánicas

Los factores que influyen de forma significativa en las propiedades mecánicas de la madera son los que se exponen a continuación.

Contenido de humedad

Un aumento del contenido de humedad de la madera produce una disminución en su resistencia y en su módulo de elasticidad, siempre que se trate de contenidos de humedad

Antecedentes

inferiores al punto de saturación de la fibra (por encima del mismo no influye en las propiedades mecánicas).

En la madera libre de defectos, puede considerarse que existe una relación lineal entre cada propiedad mecánica y la humedad, para contenidos de humedad entre el 8 y el 20 %. En madera con defectos, esta relación es mucho menos acentuada.

Para tener en cuenta esta variación de propiedades mecánicas en el cálculo estructural de estructuras, el Código Técnico de la Edificación (C.T.E.) [42] emplea el concepto de clase de servicio (Tabla 2.5), que se asigna en función de las condiciones ambientales en las que se encontrarán los elementos estructurales. La clase de servicio asignada penalizará el cálculo mediante la introducción de determinados coeficientes.

Clase de servicio	Definición
Clase de servicio 1	Se caracteriza por un contenido de humedad en la madera correspondiente a una temperatura de $20 \pm 2^{\circ}\text{C}$ y una humedad relativa del aire que sólo exceda el 65 % unas pocas semanas al año.
Clase de servicio 2	Se caracteriza por un contenido de humedad en la madera correspondiente a una temperatura de $20 \pm 2^{\circ}\text{C}$ y una humedad relativa del aire que sólo exceda el 85 % unas pocas semanas al año.
Clase de servicio 3	Condiciones ambientales que conduzcan a contenido de humedad superior al de la clase de servicio 2.

Tabla 2.5. Clases de servicio (fuente: [42])

Duración de la carga

La resistencia de la madera depende en alto grado del tiempo de aplicación de la carga a la que está sometida. Ante cargas de duración permanente se obtienen resistencias que son del orden de un 60 % de las deducidas en un ensayo de corta duración (5 ± 2 minutos).

La influencia de la duración de la carga depende de la calidad de la madera, siendo significativamente menor en calidades bajas que en calidades altas, más próximas a la madera libre de defectos.

El C.T.E. establece las clases de duración de la carga indicadas en la Tabla 2.6.

Clase de duración	Duración aproximada acumulada de la acción en valor característico	Acción
Permanente	Más de 10 años	Permanente, peso propio
Larga	De 6 meses a 10 años	Apeos o estructuras provisionales no itinerantes
Media	De una semana a 6 meses	Sobrecarga de uso; nieve en localidades de >1000 m
Corta	Menos de una semana	Viento; nieve en localidades de < 1000 m
Instantánea	Algunos segundos	Sismo

Tabla 2.6. Clases de duración de la carga (fuente: [42])

La combinación de la clase de servicio y de la duración de la carga define un coeficiente k_{mod} que penaliza los valores de cálculo estructural, según se indica en la Tabla 2.7.

Antecedentes

Material	Norma	Clase de servicio	Clase de duración de la carga				
			Permanente	Larga	Media	Corta	Instantánea
Madera maciza	UNE-EN 14081-1	1	0,60	0,70	0,80	0,90	1,10
		2	0,60	0,70	0,80	0,90	1,10
		3	0,50	0,55	0,65	0,70	0,90
Madera laminada encolada	UNE-EN 14080	1	0,60	0,70	0,80	0,90	1,10
		2	0,60	0,70	0,80	0,90	1,10
		3	0,50	0,55	0,65	0,70	0,90
Madera microlaminada	UNE-EN 14374, UNE-EN 14279	1	0,60	0,70	0,80	0,90	1,10
		2	0,60	0,70	0,80	0,90	1,10
		3	0,50	0,55	0,65	0,70	0,90

Tabla 2.7. Coeficiente k_{mod} (fuente: [42])

Calidad de la madera

La calidad de la madera es el factor de mayor relevancia en la resistencia de la madera. Las singularidades del crecimiento del árbol, denominados comúnmente *defectos*, suponen una disminución de sus propiedades mecánicas. Los principales son los siguientes:

- Nudos
Originados por las ramas del árbol, constituyen la singularidad más importante
- Desviación de la fibra
Debida a la conicidad del fuste del árbol y las distorsiones locales de la dirección de la fibra debidas generalmente a la presencia de nudos. Se mide por la pendiente de la dirección de la fibra con respecto al eje de la pieza.
- Fendas
Son agrietamientos longitudinales que cortan radialmente los anillos de crecimiento en una sección transversal. Se producen durante el secado de la madera, por la diferencia de valores de los coeficientes de contracción en las distintas direcciones de la madera, y son de mayor tamaño en las piezas de mayor escuadría.
- Acebolladuras
Son agrietamientos longitudinales que se constituyen en separaciones entre anillos de crecimiento. Se producen por falta de adherencia entre capas de madera debidas a irregularidades en el crecimiento del árbol.
- Crecimientos
La velocidad de crecimiento de la madera se evalúa en una sección transversal de la pieza midiendo el espesor medio de los anillos. En algunos casos este valor se sustituye por una medición de la densidad de la madera.
- Gemas
Es la falta de madera que se puede presentar en las aristas de las piezas. Este defecto se produce cuando el aserrado intercepta la superficie del tronco del árbol.

A nivel de cálculo estructural, el CTE recoge la calidad de las piezas en lo que se denomina "Clase resistente". La clase resistente se determina en función de la procedencia de la madera y de su clasificación, siendo en esta última en donde se tiene en cuenta la calidad.

Antecedentes

Es concretamente en el anexo C “Asignación de clase resistente. Madera aserrada” del CTE donde se establece esta asignación (Tabla 2.8).

Norma	Especie (Procedencia)	Clase resistente									
		C14	C16	C18	C22	C24	C27	C30	C35	D35	D40
UNE 56.544	Pino silvestre (España)	-	-	ME-2	MEG	-	ME-1	-	-	-	-
	Pino pinaster (España)	-	-	ME-2	-	ME-1	-	-	-	-	-
	Pino insignis (España)	-	-	ME-2	-	ME-1	-	-	-	-	-
	Pino laricio (España)	-	-	ME-2	MEG	-	-	ME-1	-	-	-
NF B 52.001-4	Abeto (Francia)	-	-	-	ST-III	ST-II	-	ST-I	-	-	-
	Falso abeto (Francia)	-	-	-	ST-III	ST-II	-	ST-I	-	-	-
	Pino oregón (Francia)	-	-	-	ST-III	ST-II	-	-	-	-	-
	Pino pinaster (Francia)	-	-	ST-III	-	ST-II	-	-	-	-	-
DIN 4074	Abeto (Europa: Central, N y E)	-	S7	-	-	S10	-	S13	-	-	-
	Falso abeto (Europa: Central, N y E)	-	S7	-	-	S10	-	S13	-	-	-
	Pino silvestre (Europa: Central, N y E)	-	S7	-	-	S10	-	S13	-	-	-
INSTA 142	Abeto (Europa: N y NE)	T0	-	T1	-	T2	-	T3	-	-	-
	Falso abeto (Europa: N y NE)	T0	-	T1	-	T2	-	T3	-	-	-
	Pino silvestre (Europa: N y NE)	T0	-	T1	-	T2	-	T3	-	-	-
BS 4978	Abeto (Reino Unido)	-	GS	-	-	SS	-	-	-	-	-
	Pino silvestre (Reino Unido).	-	GS	-	-	SS	-	-	-	-	-
BS 5756	Iroko (África)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	HS
	Jarrah (Australia)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	HS
	Teca (África y Asia SE)	-	-	-	-	-	-	-	-	-	HS

Tabla 2.8. Asignación de clase resistente para diferentes especies arbóreas y procedencias según normas de clasificación (fuente: Tabla C.1 [42])

También se indica la relación entre las normas de clasificación por calidades de la madera estructural (Tabla 2.9)

Norma de Clasificación	País	Calidades
UNE 56.544 Clasificación visual de la madera aserrada para uso estructural.	España	ME-1 ME-2 MEG
NF B 52.001-4 Règles d'utilisation du bois dans les constructions. Partie 4. Classement visuel pour l'emploi en structures pour les principales essences résineuses et feuillues.	Francia	ST-I ST-II ST-III
DIN 4074 Teil 1. Sortierung von Nadelholz nach er Tragfähigkeit, Nadelschnittholz	Alemania	S13 S10 S7
INSTA 142. Nordic visual stress grading rules for timber.	Países Nórdicos	T3 T2 T1 T0
BS 4978. Sections 1 and 2. Softwood grades for structural use.	Reino Unido	SS GS
BS 5756. Tropical hardwood grades for structural use.	Reino Unido	HS

Tabla 2.9. Normas de Clasificación, citadas en la Tabla 2.8 (fuente: Tabla C.2 [42])

Las propiedades mecánicas de cada una de las clases resistentes, para las coníferas, son las que se indican en la Tabla 2.10.

Antecedentes													
Propiedades		Clase resistente											
Resistencia (característica) en N/mm²		C14	C16	C18	C20	C22	C24	C27	C30	C35	C40	C45	C50
- Flexión	$f_{m,k}$	14	16	18	20	22	24	27	30	35	40	45	50
- Tracción paralela	$f_{t,0,k}$	8	10	11	12	13	14	16	18	21	24	27	30
- Tracción perpendicular.	$f_{t,90,k}$	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
- Compresión paralela	$f_{c,0,k}$	16	17	18	19	20	22	22	23	25	26	27	29
-Compresión perpendicular	$f_{c,90,k}$	2,0	2,2	2,2	2,3	2,4	2,5	2,6	2,7	2,8	2,9	3,1	3,2
- Cortante	$f_{v,k}$	3,0	3,2	3,4	3,6	3,8	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
Rigidez, en kN/mm²													
- Módulo de elasticidad paralelo medio	$E_{0,medio}$	7	8	9	9,5	10	11	11,5	12	13	14	15	16
- Módulo de elasticidad paralelo 5 ^o -percentil	$E_{0,k}$	4,7	5,4	6,0	6,4	6,7	7,4	7,7	8,0	8,7	9,4	10,0	10,7
- Módulo de elasticidad perpendicular medio	$E_{90,medio}$	0,23	0,27	0,30	0,32	0,33	0,37	0,38	0,40	0,43	0,47	0,50	0,53
- Módulo transversal medio	G_{medio}	0,44	0,50	0,56	0,59	0,63	0,69	0,72	0,75	0,81	0,88	0,94	1,00
Densidad, en kg/m³													
- Densidad característica	ρ_k	290	310	320	330	340	350	370	380	400	420	440	460
- Densidad media	ρ_{medio}	350	370	380	390	410	420	450	460	480	500	520	550

Tabla 2.10. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera aserrada de coníferas y chopo (fuente: tabla E.1 [42])

Para frondosas, los datos se ofrecen en la Tabla 2.11.

Propiedades		Clase Resistente							
		D18	D24	D30	D35	D40	D50	D60	D70
Resistencia (característica), en N/mm²									
- Flexión	f _{m,k}	18	24	30	35	40	50	60	70
- Tracción paralela	f _{t,0,k}	11	14	18	21	24	30	36	42
- Tracción perpendicular.	f _{t,90,k}	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6
- Compresión paralela	f _{c,0,k}	18	21	23	25	26	29	32	34
-Compresión perpendicular.	f _{c,90,k}	7,5	7,8	8,0	8,1	8,3	9,3	10,5	13,5
- Cortante	f _{v,k}	3,4	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	4,5	5,0
Rigidez, kN/mm²									
-Módulo de elasticidad paralelo medio	E _{0,medio}	10	11	12	12	13	14	17	20
- Módulo de elasticidad paralelo 5º-percentil	E _{0,k}	8,4	9,2	10,1	10,1	10,9	11,8	14,3	16,8
- Módulo de elasticidad perpendicular medio	E _{90,medio}	0,67	0,73	0,80	0,80	0,86	0,93	1,13	1,33
- Módulo transversal medio	G _{medio}	0,63	0,69	0,75	075	0,81	0,88	1,06	1,25
Densidad, kg/m³									
-Densidad característica	ρ _k	500	520	530	540	550	620	700	900
- Densidad media	ρ _{medio}	610	630	640	650	660	750	840	1080

Tabla 2.11. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera aserrada de frondosas (fuente: tabla E.2 [42])

En el caso de madera laminada encolada, la penalización en las propiedades mecánicas por efecto de las singularidades es menor, ya que se trata de piezas formadas por láminas de madera espesor reducido.

Para asignar una clase resistente a un elemento de madera laminada, el CTE ofrece dos alternativas: o bien realizar ensayos normalizados de determinación de las propiedades mecánicas; o bien deducir dicha clase a partir de las láminas que conforman el elemento estructural (Tabla 2.12).

Antecedentes			
Clases resistentes			
Madera laminada encolada homogénea	GL24h	GL28h	GL32h
- Todas las láminas	C24	C30	C40
Madera laminada encolada combinada	GL24c	GL28c	GL32c
- Láminas externas ⁽¹⁾	C24	C30	C40
- Láminas internas	C18	C24	C30

Tabla 2.12. Correspondencias conocidas entre Clases Resistentes de madera laminada encolada y de madera aserrada

Si todas las láminas de la pieza de madera laminada encolada tienen la misma calidad, se denomina madera laminada homogénea, mientras que si las láminas exteriores tienen distinta calidad que las láminas interiores, se denomina madera laminada combinada.

Las propiedades mecánicas de las distintas clases resistentes de madera laminada son las que se recogen en la Tabla 2.13 para madera laminada encolada homogénea y en la Tabla 2.14 para madera laminada encolada combinada.

Propiedades		Clase Resistente			
		GL24h	GL28h	GL32h	GL36h
Resistencia (característica), en N/mm²					
- Flexión	$f_{m,g,k}$	24	28	32	36
- Tracción paralela	$f_{t,0,g,k}$	16,5	19,5	22,5	26
- Tracción perpendicular	$f_{t,90,g,k}$	0,4	0,45	0,5	0,6
- Compresión paralela	$f_{c,0,g,k}$	24	26,5	29	31
- Compresión perpendicular	$f_{c,90,g,k}$	2,7	3,0	3,3	3,6
- Cortante	$f_{v,g,k}$	2,7	3,2	3,8	4,3
Rigidez, en kN/mm²					
- Módulo de elasticidad paralelo medio	$E_{0,g,medio}$	11,6	12,6	13,7	14,7
- Módulo de elasticidad paralelo 5 ^o -percentil	$E_{0,g,k}$	9,4	10,2	11,1	11,9
- Módulo de elasticidad perpendicular medio	$E_{90,g,medio}$	0,39	0,42	0,46	0,49
- Módulo transversal medio	$G_{g,medio}$	0,72	0,78	0,85	0,91
Densidad, en kg/m³					
Densidad característica	$\rho_{g,k}$	380	410	430	450

Tabla 2.13. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera laminada homogénea (fuente: tabla E.3 [42])

Propiedades		Clase Resistente			
		GL24c	GL28c	GL32c	GL36c
Resistencia (característica), en N/mm²					
- Flexión	$f_{m,g,k}$	24	28	32	36
- Tracción paralela	$f_{t,0,g,k}$	14	16,5	19,5	22,5
- Tracción perpendicular	$f_{t,90,g,k}$	0,35	0,4	0,45	0,5
- Compresión paralela	$f_{c,0,g,k}$	21	24	26,5	29
- Compresión perpendicular	$f_{c,90,g,k}$	2,4	2,7	3,0	3,3
- Cortante	$f_{v,g,k}$	2,2	2,7	3,2	3,8
Rigidez, en kN/mm²					
- Módulo de elasticidad paralelo medio	$E_{0,g,medio}$	11,6	12,6	13,7	14,7
- Módulo de elasticidad paralelo 5 ^o -percentil	$E_{0,g,k}$	9,4	10,2	11,1	11,9
- Módulo de elasticidad perpendicular medio	$E_{90,g,medio}$	0,32	0,39	0,42	0,46
- Módulo transversal medio	$G_{g,medio}$	0,59	0,72	0,78	0,85
Densidad, en kg/m³					
- Densidad característica	$\rho_{g,k}$	350	380	410	430

Tabla 2.14. Valores de las propiedades asociadas a cada Clase Resistente para madera laminada combinada (fuente: tabla E.4 [42])

Propiedades térmicas

Calor específico

El calor específico se define como la cantidad de energía necesaria para elevar la temperatura de una unidad de masa de una sustancia en un grado. En el Sistema Internacional (SI) se expresa en $\text{kJ/kg}\cdot\text{K}$, siendo habitual que se exprese alternativamente en $\text{kJ/kg}\cdot^\circ\text{C}$. Ambas unidades son idénticas, ya que $\Delta T (^\circ\text{C}) = \Delta T (\text{K})$, y una variación de 1°C en una temperatura es equivalente a un cambio de 1 K . En general, el calor específico depende de dos propiedades independientes, la temperatura y la presión, para gases; y de la temperatura exclusivamente para materiales incompresibles como son líquidos y sólidos.

Para la madera, se citan según autor y especie de que se trate, valores de $1,2 - 1,7 \text{ kJ/kg}\cdot\text{K}$ [31].

Conductividad térmica

La conductividad térmica de un material se puede definir como la velocidad de transferencia de calor a través de un espesor unitario del material por unidad de área por unidad de diferencia de temperaturas. En el SI se expresa en $\text{W/m}\cdot\text{K}$. La conductividad térmica de un material es una medida de la capacidad del material para conducir el calor. Un valor elevado indica que el material es un buen conductor, y un valor bajo indica que es un mal conductor o que es un buen aislante.

La madera pertenece a este último grupo, el de los aislantes [31], con valores según especie y autor de entre $0,10$ y $0,20 \text{ W/m}\cdot\text{K}$, lo que indica que una pared de madera de 1 m de espesor conducirá el calor a razón de entre $0,10$ y $0,20 \text{ W}$ por m^2 de superficie y por grado K de diferencia de temperatura a través de ella.

Algunos valores para distintas especies de la conductividad térmica en dirección perpendicular a la fibra son los siguientes [177]:

- píceas: $0,10 - 0,12 \text{ W/m}\cdot\text{K}$
- pino: $0,14 \text{ W/m}\cdot\text{K}$
- haya: $0,16 \text{ W/m}\cdot\text{K}$
- roble: $0,13 - 0,20 \text{ W/m}\cdot\text{K}$

En la dirección radial la conductividad térmica es aproximadamente un 10% mayor que en la dirección tangencial según [148] y [176], sin embargo en la aplicación práctica esta diferencia es insignificante.

En la dirección paralela a la fibra la conductividad térmica será mayor, ya que la propia estructura anatómica de la madera favorece la transferencia de calor en esta dirección. MacLean [135] halló en madera de abeto y roble con un contenido en humedad de entre el 6% y el 15% una conductividad térmica en dirección paralela a la fibra entre $2,25$ a $2,75$ veces mayor al valor de la misma propiedad en dirección perpendicular a la fibra mientras que otros autores [136] sitúan ese mismo coeficiente en valores de $2,0$ a $2,5$. Wilkes [223] halló un valor de $1,8$ para este coeficiente. Schneider [176] realizó ensayos experimentales con probetas de píceas de una densidad de 453 kg/m^3 y un contenido en humedad del 12% , obteniendo una conductividad térmica $2,64$ veces superior en la dirección paralela a la fibra que en la

Antecedentes

perpendicular. Peter [156] realizó también estudios experimentales sobre 30 probetas de píceas al 12 % de humedad y obtuvo un coeficiente de 2,08; muy similar al valor de 2,0 que Kollmann [106] propone.

Los factores de los que depende principalmente la conductividad térmica en la madera son la densidad, el contenido de humedad, la dirección de la fibra en relación con la dirección de flujo de calor, y la temperatura [109].

Propiedades de la madera a temperatura elevada

Módulo de elasticidad

Diversos estudios han abordado el efecto de la temperatura en el módulo de elasticidad de la madera.

Kollmann [108] midió el efecto de la temperatura en el módulo de elasticidad de probetas cuya temperatura fue elevada en situación de flexión. Los ensayos se llevaron a cabo usando probetas que se encontraban por un lado a temperatura ambiente y por otro eran calentadas a temperatura constante de 40, 60, 80 y 100 °C respectivamente; y sobre las que se aplicaba y retiraba carga mecánica a intervalos de tiempo de 1,5 minutos o más para un tiempo total de ensayo de 60 minutos. Se registró el módulo de elasticidad más bajo en el segundo o tercer ciclo de carga, cuando la temperatura objetivo era uniforme o casi uniforme en la probeta. Durante los siguientes ciclos de carga, debido al secado del material que se iba produciendo desde la superficie exterior hacia el interior de las probetas, el módulo de la elasticidad se incrementaba. Para probetas con un contenido inicial en humedad del 11,4 %, el módulo de elasticidad mínimo decreció linealmente hasta aproximadamente un 40 % de su valor inicial desde temperatura ambiente hasta 80 °C. Para una temperatura de 100 °C, el módulo aumentaba hasta un 55 % del valor inicial debido al secado de la madera. Dado que la relación se obtuvo en situación de flexión, se puede asumir que las relaciones correspondientes para tracción y compresión deberían ser del mismo orden de magnitud.

Sin embargo, los datos que arrojan otros estudios difieren notablemente de estos valores.

En una investigación anterior, Kollman [111] halló que el módulo de elasticidad a compresión de pino decreció un 33 % aproximadamente al aumentar su temperatura de 20 a 100°C.

Schaffer [174] ofrece resultados del módulo de elasticidad paralelo a la fibra sin distinguir entre compresión, tracción o flexión. Una elevación de 20 a 180 °C en la temperatura, con un contenido inicial en humedad del 12 %, supone una reducción poco significativa, de apenas el 12 %. Si se sigue elevando la temperatura más allá de los 180 °C, la reducción en el módulo de elasticidad se vuelve lineal hasta alcanzar un valor de cero a los 300 °C.

Glos y Henrici [76] realizaron ensayos en probetas de tamaño estructural solicitadas a flexión, compresión y tracción. Piezas de madera con un contenido inicial de humedad de entre el 7 y el 10 %, veían su módulo de elasticidad disminuido a un 88 % de su valor inicial a tracción, y a un 75 % a flexión. El radio de carga era constante, alcanzándose el fallo aproximadamente a los 80 segundos en los ensayos de tracción y a los 130 segundos en los ensayos de flexión.

Antecedentes

Otros investigadores [75], [152] obtuvieron valores similares para el módulo de elasticidad a tracción. Los ensayos de Östman [152] se realizaron con una velocidad de deformación del 8 % por minuto y tiempos de fallo muy cortos, de aproximadamente 10 – 12 segundos.

Todos estos valores difieren notablemente de los indicados por Kollmann [108] para el rango de temperaturas de entre los 20 y los 100 °C. Hay varias razones que llevan a ello: por un lado, es difícil mantener un nivel controlado del contenido de humedad durante los ensayos, excepto en el caso de los ensayos realizados por Östman [152], ya que en sus pruebas las probetas de madera fueron sumergidas en aceite de silicona para obtener condiciones de contenido de humedad estables. Otra razón es el efecto de la velocidad de aplicación de carga, que si ya tiene un efecto considerable a temperatura ambiente, se acentúa a temperaturas elevadas. A temperaturas elevadas y contenidos en humedad también elevados, las deformaciones por fluencia se incrementan considerablemente tal y como indican [9], [18], [174]. Este efecto es importante ya que en las zonas de la sección transversal con temperaturas cercanas a 100°C se producen acumulaciones de contenido de humedad de hasta el 20 % [221], [69]. Dado que la mayoría de los investigadores citados usaron velocidades de carga elevadas, el efecto de la fluencia dependiente en el tiempo anterior al secado de la madera (que empieza a los 100 °C) no es tenido en cuenta, o lo es en un pequeño grado.

Cuando la temperatura alcanza los 100 °C, la madera empieza a secarse. Mientras la madera contenga humedad, la fluencia ocurre tal y como se describió anteriormente. Además, la fluencia mecano-sortiva que se produce puede considerarse que juega un papel importante durante el secado de la madera. La existencia de vapor, como tal vapor, no tiene influencia en el proceso de fluencia [110]. En los procesos industriales en los que se vaporiza la madera para facilitar su doblado, el vapor es sobre todo una herramienta para elevar la temperatura de la madera y no para reblandecerla. Cualquier procedimiento que eleve la madera hasta aproximadamente el punto de ebullición del agua sin provocar que se seque serviría para el mismo fin [188].

König *et al.* [118] realizaron una serie de ensayos a fuego con madera de píceas en los que, durante la fase de pre-carbonización, la rigidez a flexión disminuye a velocidad aproximadamente constante. De los registros de temperatura puede observarse que esta velocidad cambia inmediatamente cuando la temperatura del elemento de madera sobrepasa los 100 °C. A niveles de carga normales, en esta etapa el estado de tensionamiento es todavía elástico. Por tanto, es posible calibrar el efecto de la temperatura sin que los resultados estén influenciados por el efecto de la temperatura sobre la resistencia a compresión y a tracción.

Los ensayos citados anteriormente [118] fueron realizados de tal modo que la cara expuesta a carga térmica se encontraba sometida a tracción o a compresión. De este modo, los autores de la investigación pudieron aislar el efecto de la temperatura en el módulo de elasticidad a compresión y a tracción. Los resultados mostraron que la rigidez a flexión se reducía un poco más cuando la cara expuesta a carga térmica estaba solicitada a compresión.

Los mismos resultados se obtuvieron en otra serie de ensayos llevados a cabo por el mismo investigador [114], siguiendo un procedimiento similar, observándose que durante los 10 primeros minutos del ensayo la diferencia en la rigidez a flexión entre las probetas cuya cara expuesta a fuego se solicita a compresión y aquellas cuya cara expuesta a fuego se solicita a

Antecedentes

tracción. Esto se debe a que las tensiones son pequeñas y se encuentran dentro del rango elástico. Más tarde, la diferencia se incrementa debido a la plastificación en las caras de compresión sometidas a carga térmica.

A la vista de los resultados de sus ensayos experimentales, König propone [120] un modelo de reducción del módulo de elasticidad bilineal, con un punto de rotura a los 100 °C, con las coordenadas de los puntos que definen el gráfico determinadas por calibración (Figura 2.18).

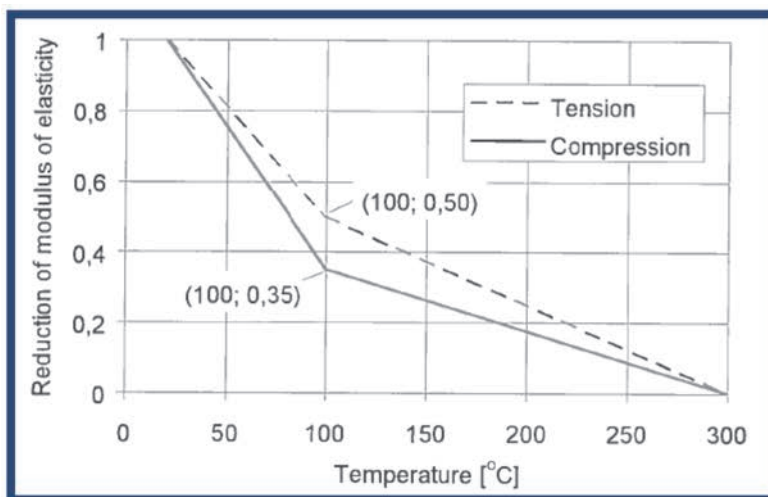


Figura 2.18. Reducción del módulo de elasticidad según [120]

Este mismo gráfico, con estos mismos valores, es el que ha adoptado el Eurocódigo 5 [208] en su anejo B (Métodos de cálculo avanzados), concretamente en su apartado B.3, como coeficiente del módulo de elasticidad de coníferas en función de la temperatura a la que se encuentre sometida (Figura 2.19).

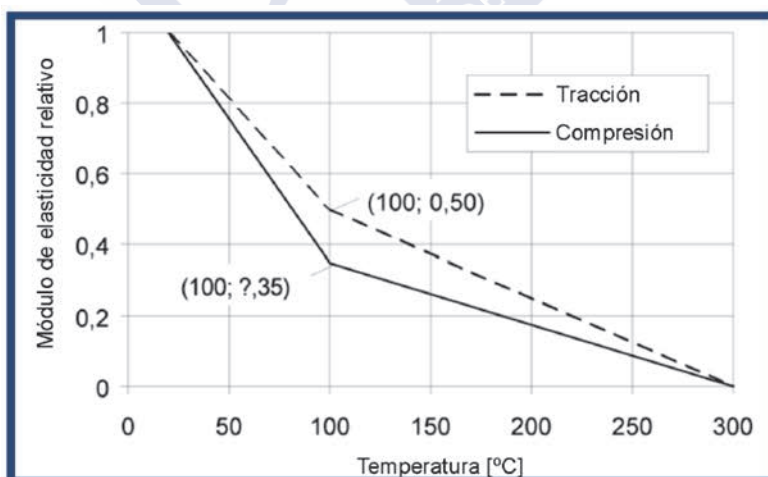


Figura 2.19. Reducción del módulo de elasticidad según [208]

Resistencia

Los valores de resistencia de la madera en función de la temperatura publicados por diferentes fuentes muestran una gran dispersión entre sí, e incluso están parcialmente en contradicción unos con otros, por lo que al igual que en el caso anterior se acudirá a las investigaciones que el Eurocódigo 5 recogió como propuestas a emplear.

Antecedentes

König [120] recogió algunas de las investigaciones previas en este ámbito, concretamente las llevadas a cabo por Schaffer [174], Glos y Henrici [76], y Kollmann [106] y junto a los ensayos experimentales que él mismo ya había realizado [118] propuso unos coeficientes de reducción para la resistencia a compresión y a tracción en función de la temperatura que son los que se muestran en la Figura 2.20.

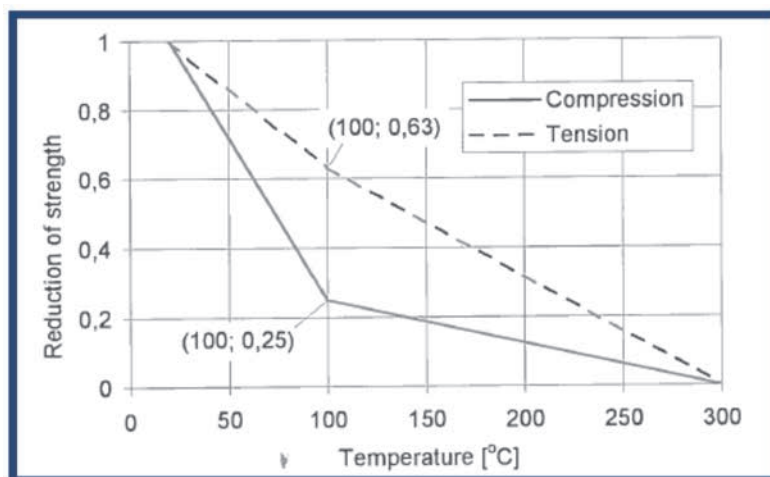


Figura 2.20. Reducción de resistencia a compresión y a tracción en función de la temperatura según [120]

Estos valores son los mismos que toma el Eurocódigo 5 [208] en su anejo B (Métodos de cálculo avanzados), concretamente en su apartado B.3, como coeficiente de reducción para las resistencias paralelas a la fibra en madera de coníferas, con el añadido del coeficiente de reducción para la resistencia a cortante, que presenta un valor intermedio entre el de tracción y el de compresión. En su punto B.3.3 el Eurocódigo aclara que en el caso de compresión perpendicular a la fibra puede aplicarse la misma reducción de la resistencia que se aplica para compresión paralela a la fibra (Figura 2.21)

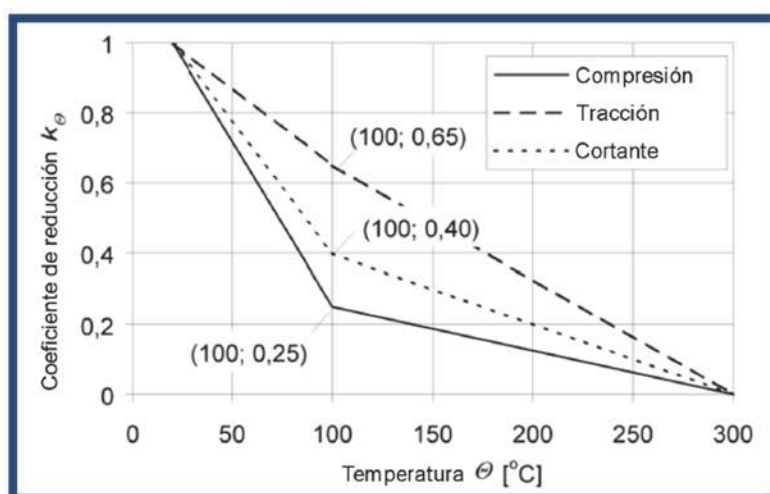


Figura 2.21. Reducción de resistencia a compresión, tracción y cortante en función de la temperatura según [208]

Antecedentes

Densidad

La madera sometida a elevadas temperaturas sufre el proceso de pirólisis que conlleva inevitablemente una disminución de la cantidad de material y por tanto una disminución en la densidad.

La Figura 2.22 muestra la relación entre densidad en función de la temperatura de la madera y densidad anhidra según diversos autores (Knudson [104], Fredlund [70], Janssens [96], Pinto [158], König [208]).

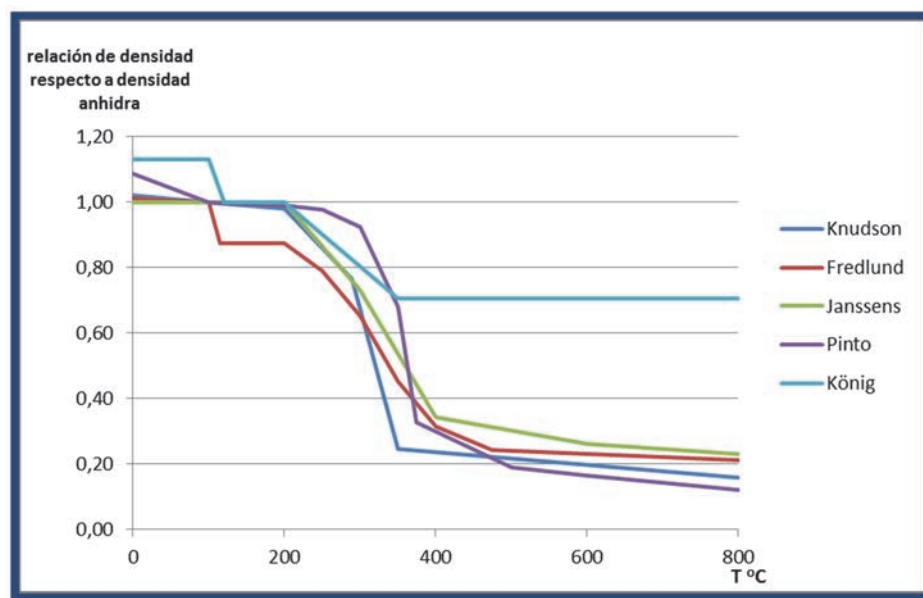


Figura 2.22. Relación entre densidad en función de la temperatura de la madera y densidad anhidra según diversas fuentes ([104], [70], [96], [158], [208])

Además de las curvas mostradas en la gráfica anterior, en otras investigaciones como las de Frangi [62], Janssens [97], Lie [132] o Mehaffey *et al.* [140] se proponen curvas básicamente similares.

Entre la temperatura ambiente y los 100 °C, la relación entre la densidad de la madera y la densidad anhidra es superior a la unidad, debido al contenido en humedad de la misma. Algunas investigaciones como la de Rusche [171] realizadas en probetas secas de píceas muestran que en un tiempo de calentamiento de 120 minutos, la disminución de masa a los 200 °C es solo de aproximadamente un 2 %, de ahí que la mayoría de autores propongan que la densidad entre los 100 °C y los 200 °C puede considerarse más o menos constante.

Entre los 200 °C y los 400 °C se produce una drástica reducción de la densidad, que coincide con el proceso de pirólisis que se produce en el entorno de los 300 °C. Cutter [44] achaca esta pérdida de material a la descomposición de la celulosa, que se produce en este intervalo de temperaturas.

A partir de los 400 °C, todos los autores proponen una disminución más o menos paulatina en la densidad.

Antecedentes

Conductividad térmica

El efecto de la temperatura sobre la conductividad térmica está caracterizado por Kollmann [106] como una función de la densidad anhidra en el rango de temperaturas de -50 °C a 100 °C según la ecuación (2-12)

$$\lambda_2 = \lambda_1 \cdot \left[1 - ((1,1 - (0,98 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0)) \cdot \left(\frac{\theta_1 - \theta_2}{100} \right)) \right] \quad (2-12)$$

Siendo:

λ_1 = conductividad térmica conocida para la temperatura θ_1 (W/m·K)

λ_2 = cond. térmica que se desea hallar para la temperatura θ_2 (W/m·K)

θ_1 = temperatura para la conductividad térmica λ_1 (°C)

θ_2 = temperatura para la conductividad térmica λ_2 (°C)

ρ_0 = densidad anhidra (kg / m³)

La conductividad térmica será mayor cuanto mayor sea el volumen total de poros y el tamaño medio de poro. Este postulado fue confirmado en investigaciones posteriores [189].

Ouchi [153] describe un aumento lineal de la conductividad térmica con la temperatura hasta aproximadamente 100 °C, para a partir de ese punto producirse una disminución paulatina.

La Figura 2.23 muestra los valores de conductividad térmica para píceas en función de la temperatura que proponen Knudson [104], Fredlund [70], Janssens [96], o el Eurocódigo 5 [208], y se incluye además la propuesta de valores de E. Pinto [158] para eucalipto, observándose valores claramente diferenciados y que contrastan con los anteriores al tratarse de una frondosa.

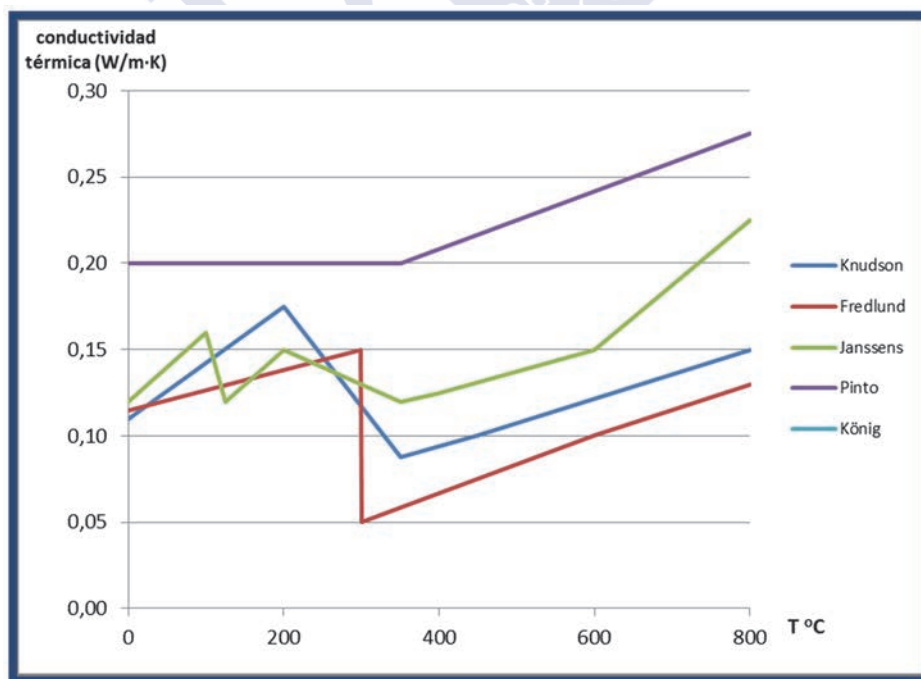


Figura 2.23. Valores de conductividad térmica para píceas en función de la temperatura según varias fuentes ([104], [70], [96], [158], [208])

Antecedentes

Además de los anteriores, otras investigaciones acerca de la variación de la conductividad térmica de la madera con la temperatura son las de König y Walleij [120], Frangi [61], Hadvig [84], Thomas [192], Mehaffey [140], Gammon [71], Hoffmann [91] o Parker [154]

Las discrepancias en los resultados de unos y otros investigadores se deben en gran medida a los diferentes métodos y técnicas de medición empleadas, especialmente por encima de 500 °C. Fredlund [69] por ejemplo considera valores de conductividad térmica de la madera hasta los 300 °C y de carbón a partir de esa temperatura. De todos modos, sí se observa una tendencia general: propuestas de valores de conductividad de entre 0,12 y 0,15 W/m·K hasta los 250 – 300 °C, para a continuación disminuir hasta los 300 °C - 400 °C, y posteriormente aumentar de modo paulatino a medida que se forman grietas en la capa carbonizada, aumentando de este modo el intercambio de calor por radiación y convección [112].

Calor específico

Diversos investigadores han postulado cual es la relación entre la elevación de la temperatura en la madera y su calor específico de la madera. En la Figura 2.24 se recogen las relaciones temperatura / calor específico propuestas por Knudson [104], Fredlund [70], Janssens [96], König y Walleij [119] y Pinto [158], así como los valores que propone el Eurocódigo 5 [208]

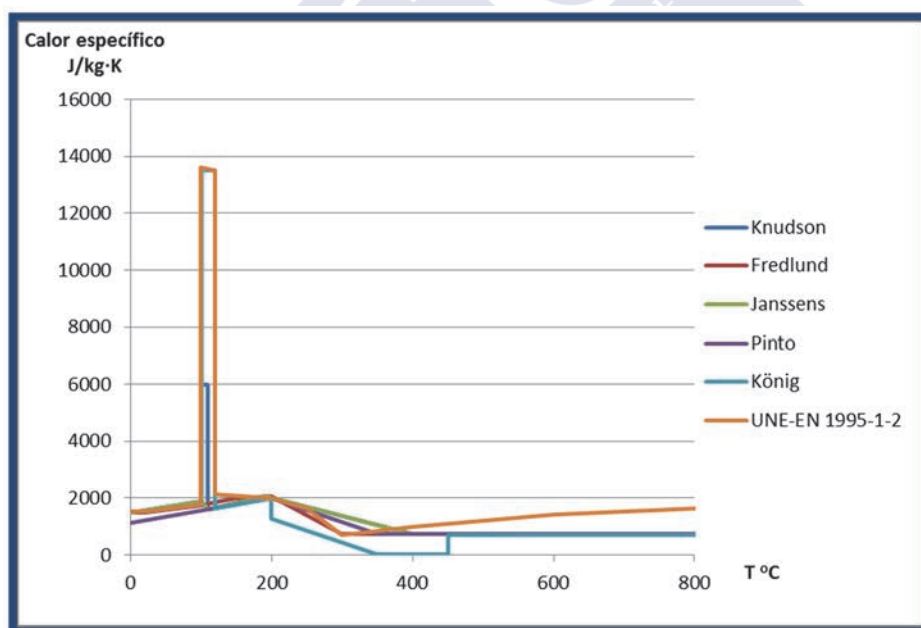


Figura 2.24. Calor específico en función de la temperatura propuesto por [104], [70], [96], [119], [158] y [208]

Mientras el calentamiento de la madera es moderado, hasta unos 200 °C, se observa una relación casi lineal entre aumento de temperatura y aumento del calor específico. Esta afirmación es conocida desde hace años [49], [105] y la postula entre otros Steinhagen [186], quien también establece una relación directamente proporcional entre el contenido en humedad de la madera y su calor específico: a mayor cantidad de agua, mayores valores de esta propiedad.

Antecedentes

Dunlap propuso una formulación extraída de ensayos experimentales sobre probetas de madera anhidra calentadas hasta los 106 °C (ecuación (2-13)):

$$c = 4187 \cdot (0,266 + 0,00116 \cdot \theta) \quad (\text{kJ/kg} \cdot \text{K}) \quad (2-13)$$

Siendo:

c = calor específico (kJ/kg·K)

θ = temperatura de la madera (°C)

Esta relación fue posteriormente validada por Kühlmann [124], quien además afirmó que a temperaturas más elevadas la formulación no es válida, ya que el calor específico se desvía de la extrapolación de la expresión anterior.

En el entorno de los 100 °C, las diferencias en los valores propuestos por unos y otros autores se deben fundamentalmente a si para sus determinaciones emplearon madera anhidra o madera con cierto contenido en humedad. En este último caso, que es el de Knudson, König, y los valores recogidos por el Eurocódigo 5, el calor específico se eleva hasta multiplicar por 6 su valor. Esto se debe a que a esta temperatura, el calor aplicado a la madera es consumido en la evaporación del agua que contiene, por lo que el sistema absorbe mucha energía y la consume en provocar ese cambio de fase del agua (calor de entalpía del agua) antes de aumentar la temperatura de la madera. Este fenómeno no se observa en aquellas investigaciones que determinaron los valores del calor específico de la madera sobre probetas anhidras.

Superados los 100 °C, el valor del calor específico decrece ligeramente para a partir de los 300 °C adoptar un valor constante o que aumenta progresivamente, según la fuente.

Teoría de transferencia de calor

Calor, transferencia de energía y primera ley de la termodinámica

Se puede definir el calor como la forma de energía que se puede transferir de un sistema a otro como resultado de la diferencia en la temperatura. La ciencia que trata de la determinación de esas velocidades es la transferencia de calor. El requisito básico para la transferencia de calor es la presencia de una diferencia de temperatura. No puede haber transferencia neta de calor entre dos medios que están a la misma temperatura. Precisamente la diferencia de temperatura es la fuerza impulsora para la transferencia de calor, como la diferencia de tensión es la fuerza impulsora para el flujo de corriente eléctrica, y la diferencia de presión es la fuerza impulsora para el flujo de fluidos. La velocidad de la transferencia de calor en cierta dirección depende de la magnitud del gradiente de temperatura (la diferencia de temperatura por unidad de longitud o la razón de cambio de la temperatura en esa dirección). A mayor gradiente de temperatura mayor es la velocidad de la transferencia de calor.

La energía puede existir en numerosas formas: térmica, mecánica, cinética, potencial, eléctrica, magnética... y su suma constituye la energía total E (o e en términos de unidad de masa de un sistema). Las formas de energía relacionadas con la estructura molecular de un sistema y con el grado de la actividad molecular se conocen como energía microscópica.

Antecedentes

La suma de todas las formas microscópicas de energía se llama energía interna de un sistema y se denota por U (o u en términos de unidad de masa). La unidad internacional de energía es el julio (J), y también son comúnmente empleados el kilojulio ($1 \text{ kJ} = 1000 \text{ J}$) y la caloría ($1 \text{ cal} = 4,1868 \text{ J}$), que es la cantidad de energía necesaria para elevar en 1°C la temperatura de 1 gramo de agua a $14,5^\circ\text{C}$.

La energía interna representa por tanto la energía molecular de un sistema y consta de las siguientes formas:

- energía sensible o calor sensible: es aquella energía asociada a la energía cinética de las moléculas, esto es, a la velocidad promedio y grado de actividad de las mismas. A temperaturas más elevadas, la moléculas poseerán una energía cinética más elevada y como resultado el sistema tendrá una energía cinética más elevada
- energía latente o calor latente: es la energía asociada con la fase de un sistema, es decir, con las fuerzas que ligan las moléculas entre sí, que serán más elevadas en fase sólida que en fase líquida y esta a su vez que en fase gaseosa
- energía química o de enlace: asociada con los enlaces atómicos existentes en una molécula
- energía nuclear: asociada con los enlaces en el interior del núcleo de los átomos

Las formas sensible y latente de la energía interna se pueden transferir de un medio a otro como resultado de una diferencia de temperatura, no siendo necesario un cambio en la composición química del sistema, y se mencionan como energía calorífica o térmica. Por tanto la transferencia de calor es el intercambio de las formas sensible latente de la energía interna entre dos medios como resultado de una diferencia de temperatura.

La cantidad de calor transferido durante el proceso se denota por Q . La cantidad de calor transferido por unidad de tiempo se llama velocidad de transferencia de calor y se denota por \dot{Q} . El punto arriba representa la derivada respecto al tiempo o “por unidad de tiempo”. La velocidad de transferencia de calor \dot{Q} tiene la unidad J/s , lo cual es equivalente a W .

Cuando se cuenta con la velocidad de transferencia de calor \dot{Q} entonces se puede determinar la cantidad total de transferencia de calor Q durante un intervalo de tiempo Δt a partir de la expresión (2-14).

$$Q = \int_0^{\Delta t} \dot{Q} \cdot dt \quad (J) \quad (2-14)$$

Siempre que se conozca la variación de \dot{Q} con el tiempo. Para el caso especial de que \dot{Q} sea constante, la ecuación anterior se reduce a la (2-15).

$$Q = \dot{Q} \cdot \Delta t \quad (J) \quad (2-15)$$

Antecedentes

La velocidad de transferencia del calor por unidad de área perpendicular a la dirección de esa transferencia se llama flujo de calor y el flujo promedio de calor se expresa como (2-16).

$$q = \frac{\dot{Q}}{A} \quad (\text{W/m}^2) \quad (2-16)$$

Siendo:

A = área de la transferencia de calor (m^2)

La primera ley de la termodinámica, también conocida como el principio de conservación de la energía, afirma que la energía no puede crearse ni destruirse; sólo puede cambiar de forma. Por lo tanto, durante un proceso, debe tomarse en cuenta toda diminuta cantidad de energía. La variación (ya sea aumento o disminución) neta en la energía total del sistema durante un proceso es igual a la diferencia entre la energía total que entra y la energía total que sale del sistema durante ese proceso (ecuación (2-17))

$$E_{entra} - E_{sale} = \Delta E_{sistema} \quad (\text{J}) \quad (2-17)$$

Cuando un sistema cerrado es estacionario (no comprende cambios en velocidad o elevación) la variación de energía total comprende solamente variación de energía interna, y por tanto la relación de balance de energía se reduce a la expresión (2-18)

$$E_{entra} - E_{sale} = \Delta U = m \cdot C_v \cdot \Delta T \quad (\text{J}) \quad (2-18)$$

Siendo:

m = masa (g)

C_v = calor específico a volumen constante ($\text{J/g}\cdot\text{K}$)

ΔT = cambio en la temperatura

Cuando el sistema comprende sólo transferencia de calor y no presenta interacciones de trabajo a través de su frontera, la relación de balance de energía se simplifica más todavía:

$$Q = m \cdot C_v \cdot \Delta T \quad (\text{J}) \quad (2-19)$$

Siendo

Q = cantidad neta de la transferencia de calor que entra o sale del sistema (J)

Formas de transferencia de calor

El calor se puede transferir de tres modos diferentes: conducción, convección y radiación. Todos los modos de transferencia de calor requieren la existencia de una diferencia de temperatura y todos ellos ocurren del medio que posee la temperatura más elevada hacia uno de temperatura más baja

Antecedentes

Conducción

La conducción es la transferencia de energía de las partículas más energéticas de una sustancia hacia las adyacentes menos energéticas como resultado de interacciones entre esas partículas. Puede tener lugar en los sólidos, líquidos o gases. En los gases y los líquidos la conducción se debe a la colisión y a la difusión de las moléculas durante su movimiento aleatorio, mientras que en los sólidos se debe a la combinación de las vibraciones de las moléculas en una retícula y al transporte de energía por parte de los electrones libres.

La velocidad de la conducción de calor a través de un medio depende de la configuración geométrica de éste, de su espesor y del material de que esté hecho; así como de la diferencia de temperatura a través de él. Más específicamente, la velocidad de la conducción de calor a través de un medio depende de la configuración geométrica de éste, de su espesor y del material de que esté hecho, así como de la diferencia de temperatura a través de él, es decir, lo que se observa en la Figura 2.25 y se calcula conforme a la ecuación (2-20):

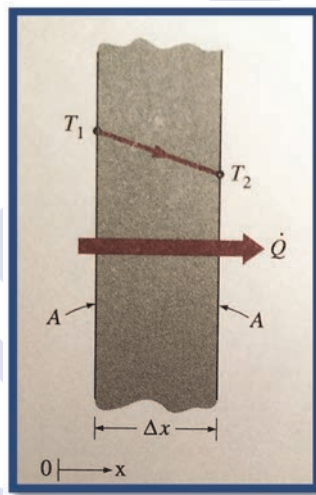


Figura 2.25. Conducción de calor a través de una pared plana de espesor Δx y área A [31]

$$\dot{Q}_{cond} = k \cdot A \cdot \frac{T_1 - T_2}{\Delta x} = -k \cdot A \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (W) \quad (2-20)$$

Siendo:

k = conductividad térmica del material (W/m·°C)

A = área (m²)

ΔT = diferencia de temperatura

Δx = espesor

En el caso límite $\Delta x \rightarrow 0$, la ecuación se reduce a la forma diferencial (2-21)

$$\dot{Q}_{cond} = k \cdot A \cdot \frac{dT}{dx} \quad (W) \quad (2-21)$$

Siendo:

$\frac{dT}{dx}$ = gradiente de temperatura

Antecedentes

La ecuación (2-21) se conoce como ley de Fourier de la conducción del calor, en honor de J. Fourier, quien la enunció por vez primera en 1822. La relación indica que la velocidad de conducción del calor en una dirección es proporcional al gradiente de temperatura en esa dirección. El calor es conducido en la dirección de la temperatura decreciente, y el gradiente de temperatura se vuelve negativo cuando esta última decrece al crecer x . El signo negativo en la ecuación garantiza que la transferencia de calor en la dirección x positiva sea una cantidad positiva.

Convección

La convección es el modo de transferencia de energía entre una superficie sólida y el líquido o gas adyacentes que están en movimiento y comprende los efectos combinados de la conducción y el movimiento de fluidos. Cuanto más rápido es el movimiento de un fluido mayor es la transferencia de calor por convección. En ausencia de cualquier movimiento masivo de fluido, la transferencia de calor entre una superficie sólida y el fluido adyacente es por conducción pura. La existencia de movimiento masivo del fluido aumenta la transferencia de calor entre la superficie sólida y el fluido, pero también complica la determinación de las velocidades de esa transferencia.

Los procesos de transferencia de calor que comprenden cambio de fase de un fluido también se consideran como convección a causa del movimiento de ese fluido inducido durante el proceso, como la elevación de las burbujas de vapor durante la exposición, o la caída de las gotitas de líquido durante la condensación.

A pesar de la complejidad de la convección, se observa que la rapidez de la transferencia de calor por convección es proporcional a la diferencia de temperatura, y se expresa tal como se indica en (2-22), expresión que se denominan ley de Newton del enfriamiento.

$$\dot{Q}_{conv} = h \cdot A_s \cdot (T_s - T_{\infty}) \quad (W) \quad (2-22)$$

Siendo:

h = coeficiente de transferencia de calor por convección ($W/m^2 \cdot ^\circ C$)

A_s = área superficial a través de la cual tiene lugar la transferencia de calor por convección (m^2)

T_s = temperatura de la superficie ($^\circ C$)

T_{∞} = temperatura del fluido suficientemente alejado de la superficie (ya que en la superficie, la temperatura del fluido es igual a la del sólido) ($^\circ C$)

El coeficiente de transferencia de calor por convección h no es una propiedad del fluido, es un parámetro que se determina forma experimental y cuyo valor depende de todas las variables que influyen sobre la convección, como son la configuración geométrica de la superficie, la naturaleza del movimiento del fluido, las propiedades de éste y la velocidad máxima del mismo.

Antecedentes

Algunos autores no consideran a la convección como un mecanismo fundamental de transferencia de calor ya que en esencia es conducción de calor en presencia de un movimiento de fluido; pero aun así, se hace necesario dar un nombre este fenómeno combinado, a menos que se desee referirse a él como “*conducción con movimiento de fluido*”. Por tanto, resulta práctico reconocer a la convección como mecanismo separado de transferencia de calor, a pesar de los argumentos válidos en contra

Radiación

La radiación es la energía emitida por la materia en la forma de ondas electromagnéticas (o fotones), como resultado de los cambios en las configuraciones electrónicas de los átomos o moléculas. A diferencia de la conducción y la convección, la transferencia de energía por radiación no requiere la presencia de un medio interpuesto, de hecho la transferencia de energía por radiación es la más rápida (se produce a la velocidad de la luz) y no sufre atenuación en el vacío. Es de este modo como llega a la Tierra la energía del Sol.

En los estudios de transferencia de calor es de interés la radiación térmica, que es la forma de radiación emitida por los cuerpos debido a su temperatura. Es diferente de las otras formas de radiación como los rayos x, los rayos gamma, las microondas, las ondas de radio y televisión, que no están relacionadas con la temperatura. Todos los cuerpos que se encuentran a una temperatura superior al cero absoluto emiten radiación térmica.

La radiación es un fenómeno volumétrico y todos los sólidos, líquidos y gases emiten, absorben o transmiten radiación en diversos grados. Sin embargo la radiación suele considerarse como un fenómeno superficial para aquellos sólidos que son opacos a la radiación térmica, como los metales, la madera o las rocas; ya que las radiaciones emitidas por las regiones interiores de un material de este tipo nunca pueden llegar a la superficie, y la radiación incidente sobre esos cuerpos suele absorberse en unas cuantas micras hacia dentro de dicho sólidos.

La velocidad máxima de radiación que puede ser emitida desde una superficie que se encuentra a una temperatura T se expresa por la ley de Stefan-Boltzmann (ecuación (2-23))

$$\dot{Q}_{emitido,m\acute{a}x} = \sigma \cdot A_s \cdot T_s^4 \quad (\text{W}) \quad (2-23)$$

Siendo:

σ = constante de Stefan-Boltzmann, tiene un valor de $5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$

A_s = área de la superficie emisora (m^2)

T_s = temperatura a la que se encuentra la superficie emisora (K)

A una superficie de un cuerpo de este tipo, de carácter ideal, que emite radiación a la velocidad máxima posible, se le llama cuerpo negro, y la radiación emitida por éste es la radiación del cuerpo negro.

Antecedentes

La radiación que emite la superficie de un cuerpo real será siempre menor que la que emitiría un cuerpo negro a esa misma temperatura, y se expresa como se indica en la ecuación (2-24).

$$\dot{Q}_{emitido} = \varepsilon \cdot \dot{Q}_{emitido,m\acute{a}x} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A_s \cdot T_s^4 \quad (W) \quad (2-24)$$

Siendo:

ε = emisividad de la superficie

La emisividad es un coeficiente adimensional cuyo valor oscila entre 0 y 1, y es una medida de cuan próxima está una superficie de ser un cuerpo negro, para el cual $\varepsilon = 1$. Esta emisividad depende marcadamente del material de la superficie y de su acabado, de la longitud de onda, y de la temperatura de la superficie.

Otra propiedad relacionada con la radiación de una superficie es su absorptividad, denotada α , la cual es la fracción de la energía de radiación incidente sobre una superficie que es absorbida por ésta. Como la emisividad, su valor está en el intervalo de 0 a 1. Un cuerpo negro absorbe toda la radiación incidente sobre él. Es decir, un cuerpo negro es un absorbente perfecto ($\alpha = 1$), del mismo modo que es un emisor perfecto.

La ley de Kirchhoff de la radiación afirma que la emisividad y la absorptividad de una superficie a una temperatura y longitud de ondas dadas son iguales. En muchas aplicaciones prácticas, las temperaturas de la superficie y de la fuente de radiación incidente son del mismo orden de magnitud, y la absorptividad promedio de una superficie se considera igual a su emisividad promedio.

La velocidad a la que una superficie absorbe la radiación se determina a partir de la expresión (2-25).

$$Q_{absorbida} = \alpha \cdot Q_{incidente} \quad (2-25)$$

Siendo:

α = absorptividad de la superficie

$Q_{incidente}$ = velocidad a la cual la radiación incide sobre la superficie

En las superficies opacas (no transparentes), la parte de radiación incidente no absorbida por la superficie se refleja.

La diferencia entre las velocidades de la radiación emitida por la superficie y la radiación absorbida es la transferencia neta de calor por radiación. Si la velocidad de absorción de la radiación es mayor que la de emisión, se dice que la superficie está ganando energía por radiación. De lo contrario, se dice que la superficie está perdiendo energía por radiación. En general, la determinación de la velocidad neta de la transferencia de calor por radiación entre dos superficies es un asunto complicado, ya que depende de las propiedades de las superficies, de la orientación de una con respecto a la otra y de la interacción del medio que existe entre ellas con la radiación.

Antecedentes

Cuando un cuerpo está completamente encerrado por una superficie mucho mayor (o negra) y separado de la misma por un gas que no influye en la radiación, ésta viene determinada por la ecuación (2-26):

$$\dot{Q}_{rad} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A_s \cdot (T_s^4 - T_{alred}^4) \quad (W) \quad (2-26)$$

Siendo:

ε = emisividad del cuerpo (coeficiente adimensional)

σ = constante de Stefan-Boltzmann, tiene un valor de $5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$

A_s = área de la superficie del cuerpo (m^2)

T_s = temperatura a la que se encuentra la superficie exterior del cuerpo (K)

T_{alred} = temperatura a la que se encuentra la superficie que encierra al cuerpo (K)

Mecanismos simultáneos de transferencia de calor

Existen tres mecanismos de transferencia de calor, pero no pueden existir los tres simultáneamente en un mismo medio. Por ejemplo, la transferencia de calor sólo ocurre por conducción en los sólidos opacos, pero por conducción y radiación en los sólidos semitransparentes. Por tanto, un sólido puede comprender conducción y radiación pero no por convección. Sin embargo, un sólido puede presentar transferencia de calor por convección y/o radiación en sus superficies expuestas a un fluido o a otras superficies. Por ejemplo, la superficie exterior de una roca fría se calentará en un medio ambiente más caliente como resultado de la ganancia de calor por convección del aire y la radiación del sol o de superficies circundantes más calientes. Pero las partes interiores de la roca se calentarán a medida que el calor se transfiere hacia la región interior de ella por conducción.

Métodos numéricos en ingeniería. El método de los elementos finitos y sus aplicaciones en la ingeniería de la madera estructural y de la transferencia de calor

Los métodos numéricos

Los métodos numéricos constituyen técnicas mediante las cuales es posible formular problemas matemáticos, de tal forma que puedan resolverse utilizando operaciones aritméticas [34]. Aunque existen muchos tipos de métodos numéricos, estos comparten una característica común: invariablemente requieren de un buen número de exhaustivos cálculos aritméticos. No es raro que, con el desarrollo de la informática y la popularización de los ordenadores, siendo estos cada vez más eficientes y rápidos, el papel de los métodos numéricos en la solución de problemas en ingeniería haya aumentado de forma considerable en los últimos años.

Antecedentes

Antes de la existencia de los ordenadores, los ingenieros solo contaban con tres métodos para la solución de problemas:

- Usando métodos exactos o analíticos. Son válidos para una clase limitada de problemas: aquellos que pueden aproximarse mediante modelos lineales y también aquellos que tienen una geometría simple y de baja dimensión. Por ello tienen un valor práctico limitado, ya que la mayoría de los problemas reales son no lineales e implican formas y procesos complejos.
- Usando soluciones gráficas, que tomaban la forma de gráficas o monogramas, para analizar el comportamiento de los sistemas. Eran a menudo tediosas y difíciles de implementar, y en todo caso estaban limitadas a los problemas que pudieran describirse usando tres o menos dimensiones.
- Usando calculadoras y reglas de cálculo para implementar los primeros métodos numéricos. Aunque teóricamente dichas aproximaciones deberían ser perfectamente adecuadas para resolver problemas complicados, en la práctica presentan varias dificultades debido a que los cálculos manuales son lentos y tediosos. Además los resultados no son consistentes, ya que surgen equivocaciones cuando se efectúan un número tan elevado de cálculos de este modo.

Antes del uso de los ordenadores se gastaba bastante energía en la técnica misma de solución, en lugar de usarla en definir el problema y su interpretación.

Actualmente, el empleo de métodos numéricos con ordenadores ofrece una alternativa para los cálculos complicados. Aunque las soluciones analíticas siguen siendo muy valiosas, tanto para solucionar problemas como para brindar una mayor comprensión, los métodos numéricos representan opciones que aumentan, de una forma considerable, la capacidad para enfrentar y resolver los problemas; como resultado, se dispone de más tiempo para aprovechar las habilidades creativas personales. En consecuencia, es posible dar más importancia a la formulación de un problema y a la interpretación de la solución, así como a su incorporación al sistema total, o conciencia *holística*.

Desde finales de la década de los cuarenta, el aumento en la disponibilidad de los ordenadores ha llevado a una verdadera explosión en el uso y desarrollo de los métodos numéricos. En un primer momento, este crecimiento estaba limitado por el costo del tiempo de proceso de las grandes computadoras (*"main frames"*), por lo que muchos ingenieros seguían usando simples procedimientos analíticos en una buena parte de su trabajo. La reciente evolución de ordenadores personales de relativamente bajo costo ha permitido el acceso de mucha gente a las poderosas capacidades de cómputo que estas máquinas ofrecen. El principal interés de los métodos numéricos en el ámbito de la ingeniería se debe a que son capaces de manipular sistemas de ecuaciones grandes, manejar no linealidades y resolver geometrías complicadas.

Un método numérico es un procedimiento mediante el cual se obtiene, casi siempre de manera aproximada, la solución de ciertos problemas realizando cálculos puramente aritméticos y lógicos (operaciones aritméticas elementales, cálculo de funciones, consulta de una tabla de valores, cálculo preposicional, etc.). Este procedimiento consta de una lista finita de instrucciones precisas que especifican una secuencia de operaciones algebraicas y lógicas (algoritmo), que producen o bien una aproximación de la solución del problema (solución

Antecedentes

numérica) o bien un mensaje. La eficiencia en el cálculo de dicha aproximación depende, en parte, de la facilidad de implementación del algoritmo y de las características especiales y limitaciones de los instrumentos de cálculo (los computadores). En general, al emplear estos instrumentos de cálculo se introducen errores llamados de redondeo [178].

En el proceso de solución de problemas de este tipo se requiere emplear los pasos siguientes [134].

- Especificación del problema. Con esto se indica que se debe identificar perfectamente el problema y sus limitaciones, las variables que intervienen y los resultados deseados.
- Análisis. es la formulación de la solución del problema denominada también algoritmo, de manera que se tenga una serie de pasos que resuelvan el problema y que sean susceptibles de ejecutarse en la computadora.
- Programación. Este paso consiste en traducir el método de análisis o algoritmo de solución expresándolo como una serie detallada de operaciones.
- Verificación. Es la prueba exhaustiva del programa para eliminar todos los errores que tenga de manera que efectúe lo que desea los resultados de prueba se comparan con soluciones conocidas de problemas ya resueltos.
- Documentación. Consiste en preparar un instructivo del programa de manera que cualquier persona pueda conocer y utilizar el programa.
- Producción. Es la última etapa en la que solo se proporcionan datos de entrada del programa obteniéndose las soluciones correspondientes.

El método de los elementos finitos

Introducción

La idea básica que rige el método de elementos finitos es la de encontrar la solución de un problema complejo mediante su sustitución por uno más sencillo. Dado que el problema real es sustituido por otro más sencillo en la búsqueda de la solución, la solución hallada será una solución aproximada en lugar de la solución exacta [164].

Las herramientas matemáticas existentes no serán suficientes para hallar la solución exacta (y a veces ni siquiera una solución aproximada) de la mayoría de los problemas prácticos. Por lo tanto, en ausencia de cualquier otro método conveniente para encontrar incluso la solución aproximada de un problema dado, será preferible emplear el método de elementos finitos. Por otra parte, en el método de elementos finitos, a menudo será posible mejorar o refinar la solución aproximada aumentando el esfuerzo computacional.

En el método de elementos finitos, la región solución se considera como compuesta por muchas pequeñas subregiones, interconectadas entre sí y denominadas elementos finitos. Un ejemplo de cómo se puede utilizar un modelo de elementos finitos para representar una forma geométrica compleja es el ofrecido en la Figura 2.26 que representa una máquina fresadora.

Antecedentes

Puesto que es muy difícil encontrar la reacción exacta (como tensiones y desplazamientos) que se producirán en la máquina bajo unas condiciones de cargas específicas, su estructura se aproxima como un compuesto de varias piezas empleando el método de elementos finitos. En cada pieza o elemento, se asume una solución aproximada y se derivan de las condiciones de equilibrio global de la estructura. La satisfacción de estas condiciones de equilibrio dará lugar a una solución aproximada para los desplazamientos y tensiones.

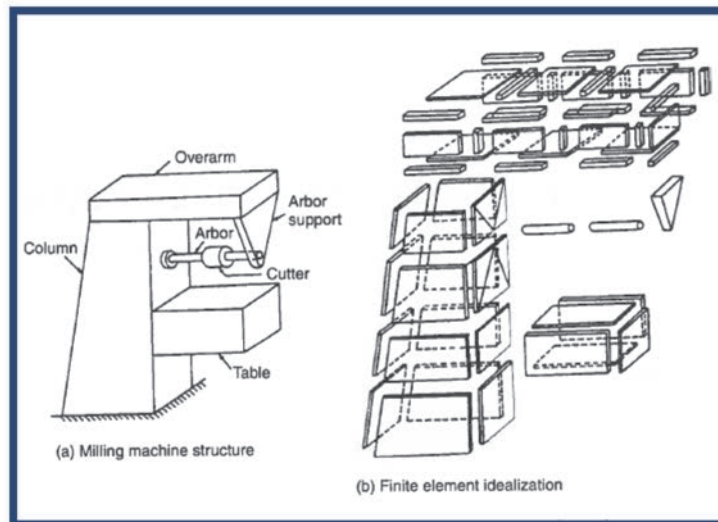


Figura 2.26. Representación de una máquina fresadora por elementos finitos [164]

Revisión histórica

Aunque la denominación “*método de los elementos finitos*” (M.E.F.), “*finite element method*” (F.E.M.) en inglés, es relativamente reciente, el concepto lleva usándose desde hace siglos. Por ejemplo, los matemáticos de la antigüedad calcularon la longitud de la circunferencia discretizándola en un polígono de un número finito de lados. De este modo, siguiendo la notación actual, cada uno de los lados de ese polígono sería considerado un “*elemento finito*”.

Considerando la suma de longitudes de los lados del polígono inscrito a la circunferencia, así como la suma de las longitudes de los lados del polígono circunscrito a la circunferencia, se tendrán respectivamente unos valores aproximados mínimo y máximo, entre los que se encontrará el valor exacto de la longitud de la circunferencia. Además, a medida que aumente el número de lados del polígono (aumenta por tanto el número de elementos finitos), los valores aproximados convergen con el valor real.

Estas características serán generalmente ciertas en cualquier aplicación en general del método de los elementos finitos. Una aproximación similar a la del método de elementos finitos, que implica el uso de tramos de funciones continuas definidas sobre regiones triangulares fue sugerida en primer lugar por Courant en 1943 [39].

Los principios básicos del método de los elementos finitos tal y como es conocido a día de hoy fue presentado en las publicaciones de Turner *et al.* [197] y Agris y Kelsey [8]. La denominación “*elemento finito*” fue acuñada por Clough [36]. Posteriormente fueron Zienkiewicz y Cheung [229] quienes presentaron la interpretación amplia del método y su aplicabilidad a cualquier

Antecedentes

problema de ámbito general. Con esta amplia interpretación del método de elementos finitos, se ha hallado que las ecuaciones de elementos finitos pueden ser derivadas usando un método residual ponderado como el de Galerkin o el de mínimos cuadrados. Esto llevó a un interés generalizado en la aplicación del método de los elementos finitos para la solución de ecuaciones diferenciales lineales y no lineales. A través de los años se han publicado artículos de investigación, actas de congresos y libros acerca de este método.

Puede encontrarse una breve historia acerca de los comienzos método de los elementos finitos en una publicación de Gupta y Meek [82]. Hay publicaciones recientes que tratan con teoría básica, fundamentos matemáticos, diseño mecánico, cálculo estructural, mecánica de fluidos, transferencia de calor, electromagnetismo, aplicaciones industriales y programación informática en relación con el M.E.F., siendo a día de hoy un método de análisis bien consolidado, adecuado, y empleado por ingenieros en todo el mundo.

Aplicaciones ingenieriles del método de los elementos finitos

El método de los elementos finitos fue desarrollado originalmente para el análisis de estructuras aeronáuticas [197], [8]. Sin embargo, el carácter genérico de esta teoría lo hace aplicable a una amplia variedad de problemas de valor de frontera en ingeniería. Un problema de valor de frontera (también llamado de condición de frontera) es aquel en el que se busca una solución en el dominio (o región) de un cuerpo sujeto a la satisfacción de una serie de condiciones de contorno en las variables dependientes de su solución. Las tres principales categorías de problemas de valor de frontera son las siguientes:

1. Problemas de equilibrio, o de estado estacionario, o independientes del tiempo.
2. Problemas de autovalores o valores propios
3. Problemas de propagación o transitorios

En un problema de equilibrio es necesario hallar el estado estacionario de desplazamientos o de distribución de tensiones si es un problema de tipo mecánico; la distribución de temperatura o flujo de calor si es una problema de transferencia de calor; o presión y velocidad si es un problema de mecánica de fluidos.

En un problema de autovalores, el tiempo tampoco aparece de forma explícita. Se pueden considerar extensiones de problemas de equilibrio en los que, además del correspondiente estado estacionario, serán determinados los valores críticos de ciertos parámetros. En estos problemas se hallarán frecuencias naturales o cargas y formas modales de pandeo si se trata de un problema de tipo mecánico en sólidos; de estabilidad de flujos laminares si se trata de un problema de mecánica de fluidos; o de características de resonancia si se trata de un problema en un circuito eléctrico.

Los problemas de propagación, también llamados transitorios, son problemas dependientes del tiempo. Este tipo de problema surge, por ejemplo, cuando se desea conocer la respuesta de un cuerpo sometido a una fuerza que varía en el tiempo en el área de la mecánica de cuerpos sólidos; o un cuerpo que sufre calentamientos o enfriamientos que varían a lo largo del tiempo en el campo de la transferencia de calor. En la Tabla 2.15 se pueden observar las distintas aplicaciones del método de elementos finitos en varias áreas de estudio.

Antecedentes			
Área de estudio	Problemas de equilibrio	Problemas de autovalores	Problemas transitorios
Estructuras en ingeniería civil	Análisis estáticos de cerchas, entramados, placas, techos, muros, puentes, estructuras de hormigón pretensadas	Frecuencias naturales. Modos de pandeo. Estabilidad de estructuras.	Propagación de ondas de esfuerzo. Respuestas de estructuras a cargas no periódicas.
Estructuras aeronáuticas	Análisis estático de alas de aviones, fuselajes, aletas, cohetes, aeronaves, misiles	Frecuencias naturales, aleteo, estabilidad de aeronaves, cohetes astronaves, misiles	Respuesta de estructuras aeronáuticas a cargas aleatorias, respuesta dinámica de aeronaves y astronaves a cargas aperiódicas.
Transferencia de calor	Estado estacionario de distribución de temperatura en sólidos y fluidos	-	Flujo térmico transitorio en boquillas de cohetes, motores de combustión interna, álabes de turbinas, aletas y estructuras constructivas
Geomecánica	Análisis de excavaciones, muros de contención, excavaciones a cielo abierto, juntas de rocas, interacciones suelo-estructura. Tensiones en suelos, presas, capas, bases de máquinas.	Frecuencias naturales y modales de presas y embalses y problemas de interacción suelo-estructura.	Problemas de interacción suelo-estructura dependientes del tiempo. Filtración transitoria en suelos y rocas. Propagación de ondas de esfuerzo en suelos y rocas.
Hidráulica e hidrología. Hidrodinámica.	Análisis de flujos potenciales, flujos de superficie libre, flujos de capa límite, problemas aerodinámicos transónicos. Análisis de estructuras hidráulicas y presas.	Periodos naturales y modelos de inundación de cuencas, lagos y puertos. Chapoteo de líquidos en contenedores flexibles y rígidos.	Análisis de fluido inestable y propagación de ondas. Filtración transitoria en acuíferos y medios porosos. Dinámicas de gases enrarecidos. Fluidos magnetohidrodinámicos.
Ingeniería nuclear	Análisis de presión nuclear en vasos y estructuras de contención. Estado estacionario de la distribución de temperatura en componentes de reactor.	Frecuencias naturales de estabilidad en estructuras de contención. Distribución de flujo de neutrones.	Respuesta de estructuras de contención de reactor a cargas dinámicas. Distribución de temperaturas de tipo inestable en componentes de reactor. Análisis térmicos y viscoelásticos en estructuras de reactor.
Ingeniería biomédica	Análisis de tensiones en globos oculares, huesos y dientes. Capacidad de carga de implantes y sistemas prostáticos. Mecánica de válvulas de corazón	-	Análisis de impactos en cráneo. Dinámica de estructuras anatómicas.
Diseño mecánico	Problemas de concentración de tensiones. Análisis de presión de válvulas, pistones, materiales compuestos, uniones y engranajes.	Frecuencias naturales y estabilidad de uniones, engranajes, máquinas y herramientas.	Problemas de grietas y fracturas bajo cargas dinámicas.

Antecedentes			
Área de estudio	Problemas de equilibrio	Problemas de autovalores	Problemas transitorios
Máquinas eléctricas y electromagnetismo	Estado estacionario de máquinas síncronas y de inducción, corriente de Foucault, pérdidas en el núcleo en máquinas eléctricas y magnetostáticas	-	Comportamiento transitorio de dispositivos electro-mecánicos como motores y actuadores, magnetodinamos.

Tabla 2.15. Aplicaciones del método de elementos finitos en varias áreas de estudio

Descripción general del método de elementos finitos

En el método de los elementos finitos, el continuo real físico del cuerpo sólido, líquido o gaseoso es representado como un ensamblaje de subdivisiones llamadas elementos finitos. Estos elementos se consideran interconectados en puntos de unión específicos denominados nodos o puntos nodales. Estos nodos normalmente se encuentran en los límites de los elementos que se consideran conectados entre sí. Dado que la variación real en el campo variable (sea desplazamiento, tensión, temperatura, presión o velocidad) dentro de la materia continua no es conocida, se asume que la variación de dicho campo variable puede ser aproximada por una función simple. Estas funciones aproximadas (también llamadas modelos de interpolación) están definidas en los términos de los valores de los campos variables en los nodos. Cuando las ecuaciones de campo (como las ecuaciones de equilibrio) para todo el cuerpo están descritas, las nuevas incógnitas serán los valores nodales del campo variable. Resolviendo las ecuaciones de campo, que generalmente tienen la forma de ecuaciones matriciales, los valores nodales del campo variable serán conocidos. De este modo, en definitiva, es como las funciones aproximadas definen el campo variable a través del ensamblaje de elementos.

La solución de un problema general en un cuerpo continuo empleando el método de los elementos finitos siempre sigue un proceso ordenado paso por paso, que puede ser descrito, para el caso de un problema estático estructural, como se indica a continuación:

Paso 1. Discretización de la estructura

El primer paso en el método de los elementos finitos es dividir la estructura o región a solucionar en subdivisiones o elementos. Por lo tanto la estructura debe ser modelada con elementos finitos adecuados. Deben decidirse su número, tipo, tamaño y disposición.

Paso 2. Selección de un modelo de interpolación o de desplazamiento apropiado

Dado que la solución de desplazamiento de una estructura compleja bajo unas condiciones de carga determinadas no se puede predecir con exactitud, se asume alguna solución adecuada con un elemento que aproxime la solución desconocida. La solución asumida debe ser simple desde un punto de vista computacional, pero debe satisfacer ciertos requisitos de convergencia. En general, la solución o el modelo de interpolación tomarán la forma de un polinomio.

Antecedentes

Paso 3. Obtención de las matrices de rigidez y vectores de carga de los elementos

A partir del modelo de desplazamiento que se ha asumido, se obtienen la matriz de rigidez $[K^{(e)}]$ y el vector de carga $\vec{P}^{(e)}$ del elemento “e” mediante el empleo de condiciones de equilibrio o de un principio variacional adecuado.

Paso 4. Ensamblaje de las ecuaciones elementales para obtener las ecuaciones de equilibrio globales

Dado que la estructura se compone de varios elementos finitos, las matrices individuales de rigidez y vectores de carga deben de ser ensamblados de un modo adecuado, pasando la ecuación global de equilibrio a formularse como se indica en la ecuación (2-27)

$$[K]\vec{\Phi} = \vec{P} \quad (2-27)$$

Siendo:

$[K]$ = matriz global de rigidez

$\vec{\Phi}$ = vector de desplazamientos nodales

\vec{P} = vector de fuerzas nodales para la estructura completa

Paso 5. Solución para los desplazamientos nodales desconocidos

Las ecuaciones de equilibrio global deben de ser modificadas para tener en cuenta las condiciones de contorno del problema. Después de la incorporación de dichas condiciones, las ecuaciones de equilibrio pueden ser expresadas como se indica en la expresión (2-28):

$$[K]\vec{\Phi} = \vec{P} \quad (2-28)$$

Para problemas de tipo lineal, el vector $\vec{\Phi}$ puede ser resuelto muy fácilmente. Pero para problemas no lineales, la solución debe de ser obtenida en una secuencia de pasos, cada uno de los cuales supone la modificación de la matriz de rigidez $[K]$ y/o del vector de carga \vec{P} .

Paso 6. Solución para los esfuerzos y tensiones elementales

A partir de los desplazamientos nodales $\vec{\Phi}$, si se desea se pueden obtener los esfuerzos y tensiones de cada elemento usando las ecuaciones de mecánica de sólidos o de cálculo de estructuras adecuadas.

La terminología usada en este ejemplo es la aplicada a cálculo mecánico, pero si se desea extender la metodología citada a otros ámbitos habría que escribir “dominio” en lugar de “estructura”; “campo variable” en vez de “desplazamiento”; “matriz característica” en lugar de “matriz de rigidez” y “resultados elementales” en lugar de “esfuerzos elementales”.

Normativa de construcción en España y en Europa: acciones térmicas, combinaciones y exigencias estructurales en situación de incendio según el eurocódigo.

Principios básicos

El Eurocódigo 5, en su parte 1-2 [208] establece que cuando se requiera una resistencia mecánica en caso de incendio, las estructuras se deben proyectar y construir de forma que mantengan su función portante durante el tiempo de exposición al fuego para el que fueron diseñadas. Este es el criterio de capacidad portante R .

Si la función es separadora debe tenerse en cuenta su deformación, la cual viene determinada por el criterio E , de integridad o estanqueidad, y por el criterio I de aislamiento térmico.

Los requisitos que se le exigen a un elemento estructural para que cumpla los criterios R , E o I durante un tiempo t se definen en la norma *UNE-EN 1363-1 Ensayos de resistencia al fuego* [200].

La capacidad portante R es la capacidad del elemento constructivo de soportar, durante un periodo de tiempo y sin pérdida de la estabilidad estructural, la exposición al fuego en una o más caras, bajo acciones mecánicas definidas.

Los criterios proporcionados para evaluar un colapso inminente variarán en función del tipo de elemento portante.

- a) para elementos portantes sometidos a flexión, como por ejemplo suelos, cubiertas, una velocidad de deformación (tasa de flecha) y un estado límite de deformación real (flecha total).
- b) para elementos cargados axialmente, como por ejemplo pilares, muros, una velocidad de deformación (velocidad de contracción) y un estado límite de deformación real (contracción).

La integridad E es la capacidad que tiene el elemento constructivo con función separadora, de soportar la exposición al fuego solamente en una cara, sin que exista transmisión del fuego a la cara no expuesta debido al paso de llamas o de gases calientes. Esto puede producir la ignición de la superficie no expuesta o de cualquier material adyacente a esa superficie.

Generalmente, la evaluación de la integridad debe realizarse basándose en los siguientes tres aspectos:

- grietas o aberturas que superen las dimensiones establecidas
- ignición de una almohadilla de algodón
- llama mantenida en la cara no expuesta

Se registran los tiempos en los que falla cada modo de integridad

Antecedentes

El fallo del criterio de capacidad portante también debe considerarse como fallo de la integridad.

El aislamiento térmico I es la aptitud del elemento constructivo de soportar la exposición al fuego en un solo lado, sin que se produzca la transmisión del incendio debido a una transferencia de calor significativa desde el lado expuesto al no expuesto.

La transmisión debe limitarse de forma que no se produzca la ignición de la superficie no expuesta, ni de cualquier material situado en la proximidad a esa superficie.

El elemento también debe constituir una barrera para el calor, suficiente para proteger a las personas próximas a él.

Su clasificación global debe darse basándose en el tiempo más corto para que se cumpla el criterio de elevación de la temperatura máxima o de la temperatura media en cualquier zona diferenciada.

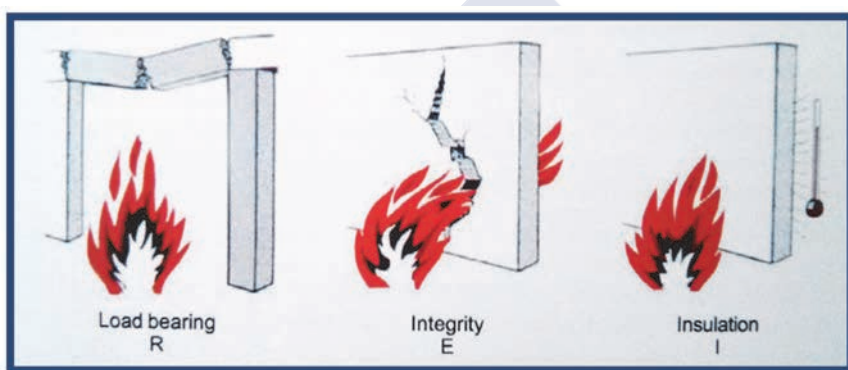


Figura 2.27. Representación gráfica de los criterios R, E, I [56]

Los elementos constructivos deberán cumplir los criterios R, E e I dependiendo de la función que cumplan [98]:

- Criterios E e I, sólo función separación
- Criterio R, sólo función capacidad portante
- Criterios R, E e I, tanto función separadora como capacidad portante

De acuerdo con [206], la verificación de la resistencia al fuego debería realizarse:

En términos de tiempo (2-29):

$$t_{fi,d} \geq t_{fi,req} \quad (2-29)$$

O en términos de resistencia (2-30):

$$R_{fi,d,t} \geq E_{fi,d,t} \quad (2-30)$$

O en términos de temperatura (2-31):

$$\theta_d \geq \theta_{cr,d} \quad (2-31)$$

Antecedentes

Siendo:

$t_{fi,d}$ = valor de cálculo de la resistencia al fuego

$t_{fi,req}$ = tiempo de resistencia al fuego exigido

$R_{fi,d,t}$ = valor de cálculo de la resistencia del elemento en situación de incendio en el instante t

$E_{fi,d,t}$ = valor de cálculo de los efectos pertinentes de las acciones en situación de incendio en el tiempo t

θ_d = valor de cálculo de la temperatura del material

$\theta_{cr,d}$ = valor de cálculo de la temperatura crítica del material

Acciones térmicas

El Eurocódigo 1 [206] establece las acciones térmicas que actúan sobre las estructuras expuestas al fuego.

Las acciones térmicas vienen dadas por el flujo neto de calor \dot{h}_{net} (W/m²) sobre la superficie del elemento.

El flujo neto de calor \dot{h}_{net} sobre las superficies expuestas al fuego debería determinarse considerando la transferencia de calor por los mecanismos de convección y radiación, es decir, empleando la expresión (2-32).

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r} \quad (\text{W/m}^2) \quad (2-32)$$

Siendo:

\dot{h}_{net} = flujo neto de calor (W/m²)

$\dot{h}_{net,c}$ = flujo neto de calor por convección, determinado por la ecuación (2-33) (W/m²)

$\dot{h}_{net,r}$ = flujo neto de calor por radiación, determinado por la ecuación (2-35) (W/m²)

La componente de convección del flujo térmico se debería determinar con la expresión (2-33).

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \cdot (\theta_g - \theta_m) \quad (\text{W/m}^2) \quad (2-33)$$

Siendo:

α_c = coeficiente de transferencia de calor por convección (W / m² · K)

θ_g = temperatura del gas en la proximidad del elemento expuesto al fuego (°C)

θ_m = temperatura de la superficie del elemento (°C)

En el caso de caras expuestas de elementos sometidos a las acciones térmicas provocadas por la curva tiempo temperatura normalizada, definida en la norma ISO 834 [95], el coeficiente de transferencia de calor por convección puede tomarse igual a 25 W / m². En la cara no expuesta de los elementos separadores, debería tomarse $\alpha_c = 4$ [W/m² K], y cuando se suponga que incluye los efectos de transferencia de calor por radiación debería adoptarse $\alpha_c = 9$ [W/m² K]

Antecedentes

La temperatura del gas en cada instante, t , se determina empleando alguna de las formulaciones para curvas nominales tiempo-temperatura que indica la norma en su apartado 3.2, siendo la más comúnmente usada la curva normalizada tiempo-temperatura, que está definida por la expresión (2-34)

$$\theta_g = 20 + 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1) \quad (^\circ\text{C}) \quad (2-34)$$

Siendo:

θ_g = temperatura del gas en el sector de incendio ($^\circ\text{C}$)

t = tiempo (min)

La Figura 2.28 representa gráficamente la curva normalizada tiempo-temperatura.

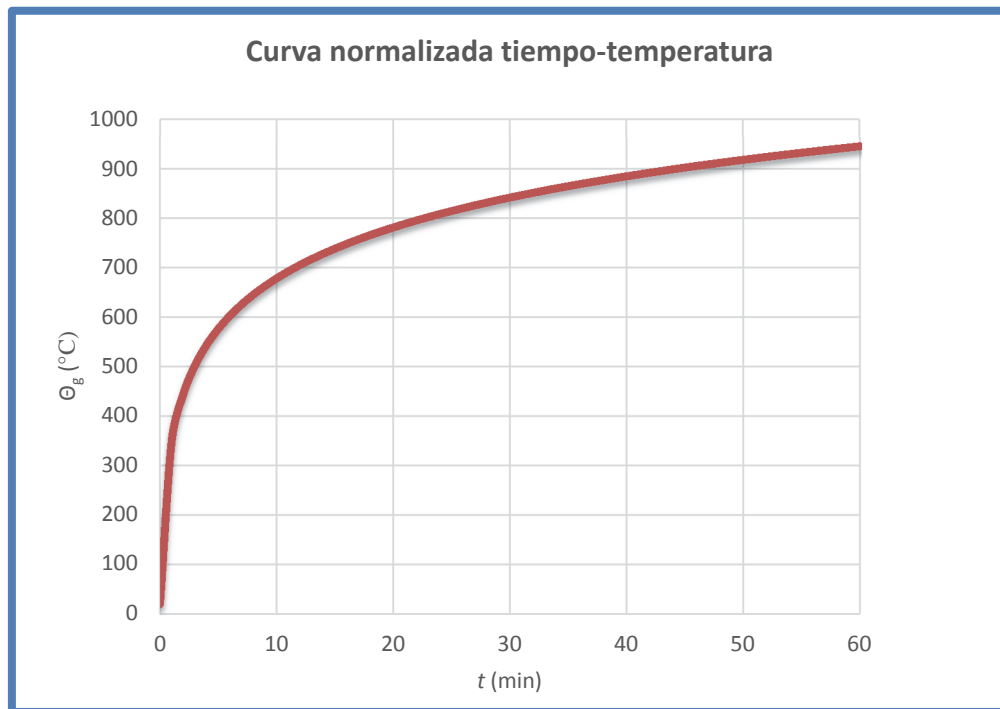


Figura 2.28. Representación gráfica de la curva normalizada tiempo-temperatura definida en la norma ISO 834 [95]

La componente de radiación del flujo neto de calor por unidad de superficie se determina mediante la expresión (2-35).

$$h_{net,r} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad (\text{W} / \text{m}^2) \quad (2-35)$$

Siendo

Φ = factor de forma

ε_m = emisividad de la superficie del elemento

ε_f = emisividad del fuego

σ = constante de Stephan Boltzmann ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$)

θ_r = temperatura efectiva de la radiación del fuego

θ_m = temperatura de la superficie del elemento

Antecedentes

Cuando la normativa no aporte datos específicos para el factor de forma, debería adoptarse como factor de forma $\Phi = 1,0$. Para tener en cuenta los efectos de posición y de sombra puede adoptarse un valor menor.

De igual modo, salvo mención explícita en la normativa relativa al cálculo estructural en situación de incendio según el material, se puede adoptar $\varepsilon_m = 0,8$; y para la emisividad del fuego generalmente se adopta $\varepsilon_f = 1,0$ [206].

En el caso de elementos totalmente rodeados por el fuego, la temperatura de radiación θ_r puede asimilarse a la temperatura del gas θ_g alrededor del elemento.

La temperatura de la superficie θ_m se obtiene como resultado del análisis térmico del elemento conforme a las Partes 1-2 de la norma relativas al cálculo estructural en situación de incendio que sean aplicable según el material (Eurocódigo 5 [208] en caso de estructuras de madera).

Valores de cálculo de las propiedades de los materiales y de las resistencias

Para la comprobación de la resistencia mecánica, los valores de cálculo de las propiedades de resistencia y rigidez deben determinarse a partir de las expresiones (2-36) y (2-37).

$$f_{d,fi} = k_{mod,fi} \cdot \frac{f_{20}}{\gamma_{M,fi}} \quad (2-36)$$

$$S_{d,fi} = k_{mod,fi} \cdot \frac{S_{20}}{\gamma_{M,fi}} \quad (2-37)$$

Siendo:

$f_{d,fi}$ = valor de cálculo de la resistencia en caso de incendio

$S_{d,fi}$ = valor de cálculo de la propiedad de rigidez (módulo de elasticidad $E_{d,fi}$ o del módulo de cortante $G_{d,fi}$) en caso de incendio

f_{20} = es el percentil del 20 % de una propiedad resistente a temperatura normal

S_{20} = es el percentil del 20 % de una propiedad de rigidez (módulo de elasticidad o módulo de cortante) a temperatura normal

$k_{mod,fi}$ = es el factor de modificación en caso de incendio

$\gamma_{M,fi}$ = coeficiente parcial de la madera en caso de incendio

El valor de cálculo $R_{d,t,fi}$ de una resistencia mecánica (capacidad portante) debe calcularse empleando la expresión (2-38)

$$R_{d,t,fi} = \eta \cdot \frac{R_{20}}{\gamma_{M,fi}} \quad (2-38)$$

Antecedentes

Siendo:

$R_{d,t,fi}$ = valor de cálculo de la resistencia mecánica en situación de incendio en el instante t

R_{20} = es el valor correspondiente al percentil del 20 % de la resistencia mecánica a temperatura normal sin el efecto de la duración de la carga y del contenido de humedad ($k_{mod} = 1$)

η = factor de conversión

$\gamma_{M,fi}$ = coeficiente parcial de la madera en situación de incendio.

El percentil del 20 % de una propiedad de resistencia o de rigidez debería calcularse según las expresiones (2-39) y (2-40):

$$f_{20} = k_{fi} \cdot f_k \quad (2-39)$$

$$S_{20} = k_{fi} \cdot S_{05} \quad (2-40)$$

Siendo:

f_{20} = percentil del 20 % de una propiedad de resistencia a temperatura normal

S_{20} = percentil del 20 % de una propiedad de rigidez (módulo de elasticidad o módulo de cortante) a temperatura normal

S_{05} = percentil del 5 % de una propiedad de rigidez (módulo de elasticidad o módulo de cortante) a temperatura normal

k_{fi} = coeficiente cuyo valor se define en la Tabla 2.16

	k_{fi}
Madera maciza	1,25
Madera laminada encolada	1,15
Tableros derivados de la madera	1,15
Madera microlaminada (LVL)	1,10
Uniones con elementos de fijación a cortante con piezas laterales de madera y de tableros derivados de la madera	1,15
Uniones con elementos de fijación a cortante con piezas laterales de acero	1,05
Uniones con elementos de fijación cargados axialmente	1,05

Tabla 2.16. Valores del coeficiente k_{fi}

El percentil del 20 % de una resistencia mecánica, R_{20} , de una unión debería calcularse con la expresión (2-41):

$$R_{20} = k_{fi} \cdot R_k \quad (2-41)$$

Siendo:

k_{fi} = coeficiente cuyo valor se define en la tabla (2-41)

R_k = valor característico de la resistencia mecánica de una unión a temperatura normal, sin considerar el efecto de la duración de la carga ni del contenido de humedad ($k_{mod} = 1$)

Métodos de comprobación

Debe comprobarse para la duración de tiempo de exposición requerido t , según la expresión (2-42).

$$E_{d,fi} \leq R_{d,t,fi} \quad (2-42)$$

Siendo:

$E_{d,fi}$ = valor de cálculo del efecto de las acciones para la situación de incendio, determinado de acuerdo con el Eurocódigo 1 [206], incluyendo los efectos de las dilataciones y deformaciones térmicas.

$R_{d,t,fi}$ = valor de cálculo correspondiente para el valor de cálculo de la resistencia en situación de incendio.

Como alternativa al dimensionamiento mediante cálculos, el proyecto frente al fuego puede basarse en los resultados de ensayos de fuego, o también en ensayos de fuego combinados con cálculos.

La comprobación de la estructura se podrá llevar a cabos por tres vías:

- Análisis global de la estructura.
- Análisis de partes (subconjuntos) de la estructura.
- Análisis de piezas (elementos estructurales).

Para comprobar estructuras de madera, se considera que el análisis de piezas a nivel individual es suficiente, ya que las elongaciones dimensionales debidas a dilataciones térmicas de las piezas son despreciables, debido al gran gradiente térmico a lo largo de las secciones transversales de los elementos estructurales con existencia de una importante parte del núcleo a temperatura ambiente, y por ello la influencia de dichas elongaciones en el sistema estructural serán a su vez despreciables [116].

Profundidad carbonizada

Generalidades

La carbonización debe tenerse en cuenta en todas las superficies de madera y de tableros derivados de la madera expuestas directamente al fuego y, cuando proceda, en las superficies inicialmente protegidas de la exposición al fuego si la carbonización de la madera se produce durante el tiempo relevante de exposición al fuego.

La profundidad carbonizada es la distancia entre la superficie exterior de la pieza original y la posición de la línea de carbonización, y debería calcularse a partir del tiempo de exposición al fuego y la velocidad de carbonización correspondiente.

El cálculo de las propiedades de la sección transversal debería basarse en la profundidad carbonizada real incluyendo el redondeo de las aristas. Como alternativa puede calcularse una sección ficticia sin considerar el redondeo de las aristas, utilizando una velocidad de carbonización ficticia.

Antecedentes

La posición de la línea de carbonización debería tomarse como la posición de la isoterma de 300 grados.

Superficies sin proteger a lo largo del tiempo de exposición al fuego

La velocidad de carbonización para una carbonización unidimensional debería considerarse constante en el tiempo, y la profundidad carbonizada debería calcularse según la expresión (2-43).

$$d_{char,0} = \beta_0 \cdot t \quad (2-43)$$

Siendo:

$d_{char,0}$ = valor de cálculo de la profundidad carbonizada para una carbonización unidimensional (mm)

β_0 = valor de cálculo de la velocidad de carbonización unidimensional bajo la exposición de un fuego normalizado (mm/min)

t = tiempo de exposición al fuego (min)

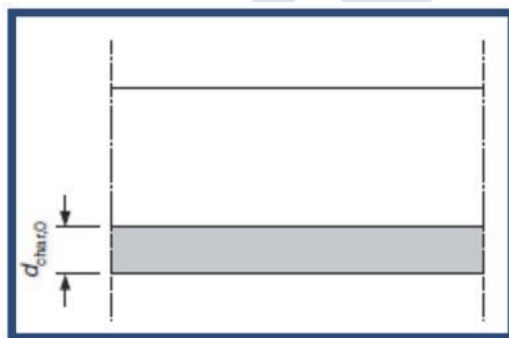


Figura 2.29. Valor de cálculo de la profundidad carbonizada para una carbonización unidimensional [208]

Carbonizaciones bidimensionales provocan un efecto de redondeo en las aristas, por el efecto de la carbonización en las dos dimensiones próximas. Para simplificar la geometría de la sección residual, y con ello el de los parámetros que derivan de la misma (como p. ej. el momento de inercia) se puede emplear una sección residual de geometría rectangular equivalente, calculada en base a una velocidad de carbonización ficticia β_n

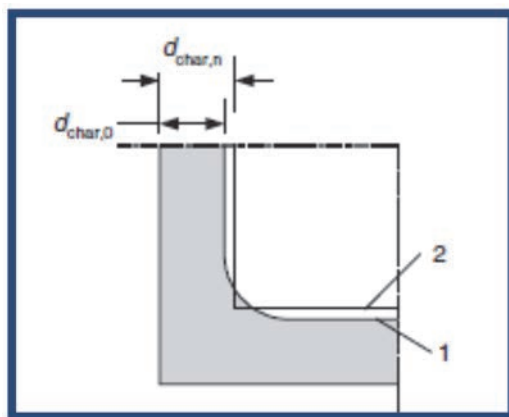


Figura 2.30. Valor de cálculo de la profundidad carbonizada para una geometría rectangular ficticia pero equivalente a la real [116]

Antecedentes

En la Figura 2.30 se representa, con el número 1, el borde de la sección residual (geometría real con arista redondeada); y con el número 2 el borde de la sección residual equivalente (geometría rectangular ficticia pero equivalente a la real)

La velocidad de carbonización ficticia debería considerarse constante en el tiempo.

La profundidad carbonizada ficticia debería calcularse mediante la expresión (2-44).

$$d_{char,n} = \beta_n \cdot t \quad (2-44)$$

Siendo:

$d_{char,n}$ = valor de cálculo de la profundidad de carbonización ficticia, que incorpora el efecto del redondeo de las aristas (mm)

β_0 = es el valor de cálculo de la velocidad de carbonización ficticia, que incluye el efecto del redondeo de las aristas y de las fendas (mm/min)

t = tiempo de exposición al fuego (min)

La velocidad de carbonización unidimensional puede aplicarse siempre que se considere el incremento de la carbonización en las aristas y siempre que la sección transversal tenga una anchura mínima b_{min} que cumpla lo que se indica en la expresión (2-45).

$$b_{min} = \begin{cases} 2 \cdot d_{char,0} + 80 & \text{para } d_{char,0} \geq 13 \text{ mm} \\ 8,15 \cdot d_{char,0} & \text{para } d_{char,0} < 13 \text{ mm} \end{cases} \quad (2-45)$$

Cuando la anchura mínima de la sección sea menor que b_{min} , debería utilizarse la velocidad de carbonización ficticia según la Tabla 2.17.

	β_0 mm/min	β_n mm/min
a) Coníferas y haya		
Madera laminada encolada con una densidad característica $\geq 290 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,7
Madera maciza con una densidad característica $\geq 290 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,8
b) Frondosas		
Madera maciza o laminada encolada de frondosas con una densidad característica de 290 kg/m^3	0,65	0,7
Madera maciza o laminada encolada de frondosas con una densidad característica $\geq 450 \text{ kg/m}^3$	0,50	0,55
c) Madera microlaminada (LVL)		
con una densidad característica $\geq 480 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,7
d) Tableros		
De madera maciza	0,9 ^a	
Contrachapados	1,0 ^a	
Tableros derivados de la madera diferentes al tablero contrachapado	0,9 ^a	
^a Los valores se aplican para una densidad característica de 450 kg/m^3 y para un espesor del tablero de 20 mm;		

Tabla 2.17. Valores de cálculo de la velocidad de carbonización β_0 y β_n de la madera, madera microlaminada (LVL), tableros de madera maciza y tableros derivados de la madera

Superficies de vigas y pilares inicialmente protegidas de la exposición al fuego

En las superficies protegidas del fuego mediante revestimientos de protección, otros materiales de protección o mediante otras piezas estructurales debería tenerse en cuenta lo siguiente:

- el inicio de la carbonización se retrasa hasta el tiempo t_{ch}
- la carbonización puede comenzar antes del fallo de la protección contra el fuego, pero a una velocidad inferior a las indicadas en la Tabla 2.17 hasta el tiempo de fallo de la protección t_f
- después del tiempo de fallo t_f de la protección contra el fuego, la velocidad de carbonización aumenta por encima de los valores indicados en la Tabla 2.17 hasta el tiempo t_a que se describe a continuación
- en el tiempo t_a cuando la profundidad carbonizada iguala al menor valor entre la profundidad carbonizada de la misma pieza sin protección frente al fuego y 25 mm, la velocidad de carbonización vuelve al valor recogido en la Tabla 2.17.

Pueden ocurrir varios casos:

Caso 1. El elemento estructural de madera está protegido por el elemento de protección que retrasa el inicio de la carbonización del elemento protegido hasta un tiempo t_f , en el que la protección falla. Cuando la protección falla, la carbonización se produce a una mayor velocidad de la que se produciría si el elemento no estuviese protegido, hasta que se alcanzan los 25 mm de profundidad de carbonización. A partir de ese momento, la velocidad de carbonización es la misma que si el elemento no estuviese protegido.

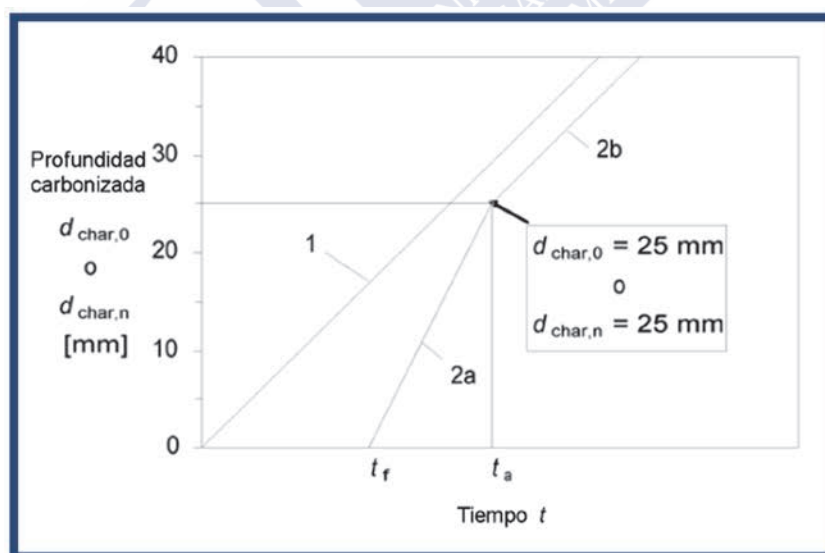


Figura 2.31. Evolución de la velocidad de carbonización que está protegido hasta un tiempo t_f , en el que la protección falla [208]

En la Figura 2.31 los segmentos representados son los siguientes:

1. Relación para piezas sin proteger a lo largo del tiempo de exposición al fuego de la velocidad de carbonización β_n (o β_0).

Antecedentes

2. Relación para piezas inicialmente protegidas después del fallo de la protección contra el fuego.

2a. Después de que la protección frente al fuego ha fallado, la carbonización comienza con mayor velocidad.

2b. Después de que la profundidad carbonizada supera los 25 mm la velocidad de carbonización se reduce a los valores indicados en la Tabla 2.17.

Caso 2. El elemento estructural de madera que está protegido por el elemento de protección empieza a carbonizarse a partir de un instante t_{ch} , que es antes del momento t_f , en el que la protección falla. Mientras la protección está en su sitio, y el elemento protegido se carboniza, lo va haciendo a una velocidad inferior a la que lo haría si no existiese elemento de protección. Cuando la protección falla, la carbonización se produce a una mayor velocidad de la que se produciría si el elemento no estuviese protegido, hasta que se alcanzan los 25 mm de profundidad de carbonización. A partir de ese momento, la velocidad de carbonización es la misma que si el elemento no estuviese protegido.

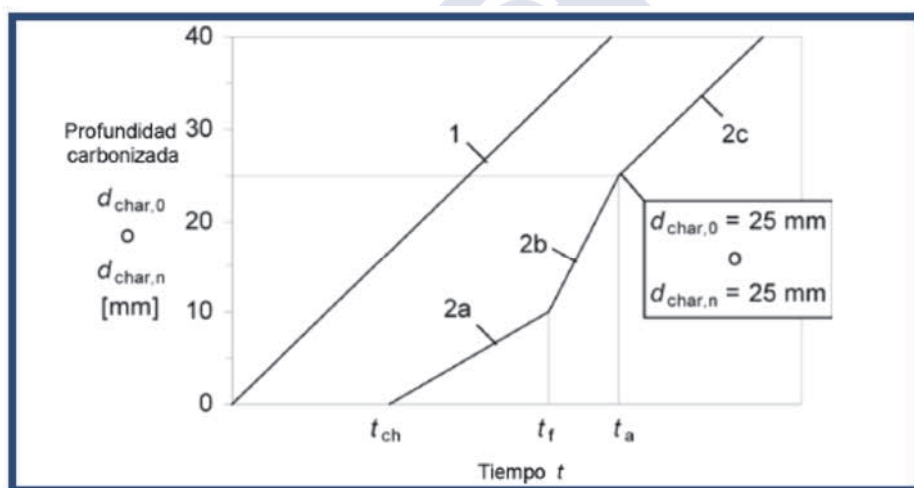


Figura 2.32. Velocidades de carbonización para un elemento protegido que empieza a carbonizarse antes del momento t_f de fallo de la protección [208]

Los segmentos representados en la Figura 2.32 son los siguientes:

1. Relación para piezas sin proteger a lo largo del tiempo de exposición al fuego de la velocidad de carbonización β_n (o β_0).

2. Relación para piezas inicialmente protegidas en las que la carbonización comienza antes del fallo de la protección.

2a. La carbonización comienza en el tiempo t_{ch} a una velocidad reducida cuando la protección todavía se encuentra en su lugar.

2b. Después de que la protección ha fallado, la carbonización comienza con mayor velocidad.

2c. Después de que la profundidad carbonizada supera los 25 mm la velocidad de carbonización se reduce a los valores indicados en la Tabla 2.17.

Procedimientos de cálculo para la resistencia mecánica

El Eurocódigo 5 [208] propone tres métodos de cálculo:

- método de la sección reducida: es un procedimiento simplificado en el que se supone que las propiedades resistentes y de rigidez no se ven afectadas por la temperatura. La pérdida de propiedades se compensa utilizando una profundidad de carbonización mayor de lo normal.
- método de las propiedades reducidas: la capacidad de carga de la pieza se calcula para una sección reducida, teniendo en cuenta la disminución de la resistencia y rigidez del material.
- métodos avanzados: tienen en cuenta el efecto de la temperatura y contenido de humedad en cualquier punto de la sección reducida, y las relaciones entre resistencia y rigidez en las caras expuestas y protegidas.

El eurocódigo recomienda el empleo del método de la sección reducida, si bien deja a las normas nacionales el decantarse por una u otra opción. El CTE [43] propone el uso del método de la sección reducida.

Método de la sección reducida

Este método permite al calculista el empleo de los valores de las propiedades de la madera a temperatura ambiente, es decir, tomando $k_{mod,fi} = 1$ en las ecuaciones (2-36) y (2-37) [116]. Para tener en cuenta la reducción de resistencia y rigidez en la zona de temperatura elevada se descuenta de la sección residual una capa adicional de 7 mm de espesor.

Debería calcularse una sección eficaz reduciendo la sección inicial en la profundidad eficaz carbonizada d_{ef} (véase la Figura 2.33) empleando la expresión (2-46).

$$d_{ef} = d_{char,n} + k_0 \cdot d_0 \quad (\text{mm}) \quad (2-46)$$

Siendo:

$d_0 = 7 \text{ mm}$

$d_{char,n}$ = profundidad carbonizada ficticia, se determina de acuerdo con la expresión (2-44) (mm)

k_0 = coeficiente que toma los valores que se definen en la Tabla 2.18 y en la Tabla 2.19.

Antecedentes

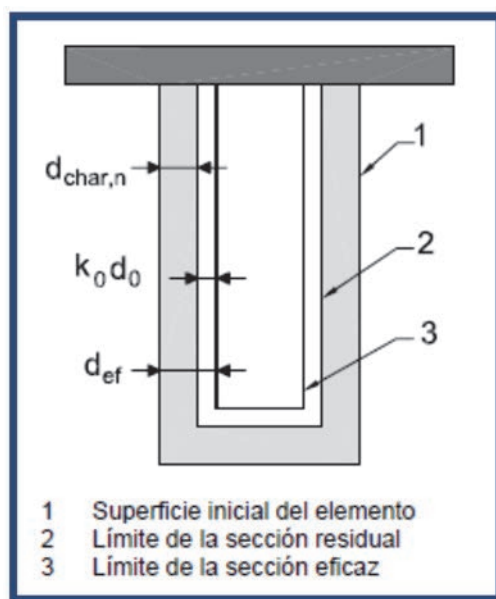


Figura 2.33. Sección eficaz [208]

	k_0
$t < 20 \text{ min}$	$\frac{t}{20}$
$t \geq 20 \text{ min}$	1,0

Tabla 2.18. Determinación de k_0 para superficies no protegidas con t en minutos

	k_0
$t_{ch} > 20 \text{ min}$	Interpolación lineal de 0 a 1 durante el intervalo de tiempo de $t = 0$ hasta $t = t_{ch}$
$t_{ch} \leq 20 \text{ min}$	Se toma el valor de k_0 de la Tabla 2.18

Tabla 2.19. Determinación de k_0 para superficies protegidas con t en minutos**Método de las propiedades reducidas**

En este método se ofrecen expresiones para calcular los valores de $k_{\text{mod,fi}}$ para las resistencias a tracción, compresión y flexión, así como para el módulo de elasticidad, que se deben emplear en las expresiones (2-36) y (2-37) [116].

Estas reglas se pueden aplicar a secciones rectangulares de madera de conífera expuestas al fuego en tres o cuatro caras y a secciones circulares expuestas en todo su perímetro.

Para $t \geq 20 \text{ min}$, el factor de modificación en situación de incendio $k_{\text{mod,fi}}$ debería calcularse usando estas expresiones:

- Para la resistencia a flexión

$$k_{\text{mod,fi}} = 1,0 - \frac{1}{200} \cdot \frac{p}{A_r} \quad (2-47)$$

Antecedentes

- Para la resistencia a compresión

$$k_{\text{mod,fi}} = 1,0 - \frac{1}{125} \cdot \frac{p}{A_r} \quad (2-48)$$

- Para la resistencia a tracción y el módulo de elasticidad

$$k_{\text{mod,fi}} = 1,0 - \frac{1}{330} \cdot \frac{p}{A_r} \quad (2-49)$$

Siendo:

p = perímetro de la sección residual expuesta al fuego (m)

A_r = área de la sección residual (m²)

Métodos avanzados

Se trata de métodos que deben aportar un análisis realista de las estructuras expuestas al fuego. Deben basarse en el comportamiento físico fundamental de manera que se produce una aproximación fiable del comportamiento esperado del componente estructural relevante bajo las condiciones de incendio.

El anexo B (informativo) del Eurocódigo 5 [208] incluye una serie de directrices acerca de la aplicación de estos métodos avanzados, como son las siguientes:

- Los modelos de cálculo avanzados pueden utilizarse para piezas individuales, partes de una estructura o estructuras completas.
- Los métodos de cálculo avanzados pueden aplicarse para:
 - o la determinación de la profundidad carbonizada.
 - o el desarrollo y distribución de la temperatura dentro de piezas estructurales (modelo de respuesta térmica).
 - o la evaluación del comportamiento estructural de la estructura o de cualquier parte de ella (modelo de respuesta estructural).
- La temperatura ambiente debería tomarse igual a 20°C.
- Los métodos de cálculo avanzados para la respuesta térmica deberían basarse en la teoría de transferencia de calor.
- El modelo de respuesta térmica debería tener en cuenta la variación de las propiedades térmicas del material con la temperatura. Cuando los modelos térmicos no tienen en cuenta fenómenos tales como el incremento de la transferencia de calor debido al transporte de la masa, por ejemplo debido al vapor de agua, o el incremento de la transferencia de calor debido al agrietamiento que produce una transferencia de calor por convección y/o por radiación, las propiedades térmicas se suelen modificar con el fin de alcanzar resultados que se puedan comprobar mediante ensayos.
- Debería tenerse en cuenta la influencia de cualquier contenido de humedad de la madera y de la protección de tableros de placas de yeso laminado
- Los métodos de cálculo avanzados para la respuesta estructural deberían tener en cuenta los cambios de las propiedades mecánicas con la temperatura y también, cuando sea pertinente, con el contenido de humedad.

Antecedentes

- Deberían tenerse en cuenta los efectos de la fluencia térmica transitoria. En madera y productos derivados de la madera, debería prestarse especial atención a los estados transitorios de humedad. Las propiedades mecánicas de la madera dadas en el anexo B incluyen los efectos de los estados de transitorios de humedad y temperatura.
- En el caso de materiales diferentes a la madera o a los productos derivados de la madera, deberían tenerse en cuenta los efectos de las tensiones y deformaciones inducidas térmicamente debidos al aumento de la temperatura y a los gradientes de temperatura.
- El modelo de respuesta estructural debería tener en cuenta los efectos de las propiedades del material no lineales.

El proceso de degradación térmica de la madera

El proceso de degradación de la madera debido a acciones térmicas implica un elevado número de procesos físicos y químicos diversos. La diferente composición química y estructural de las distintas especies de madera no ha permitido hasta la fecha establecer unas leyes universales que describan el comportamiento de cualquier clase de madera [52], si bien la Figura 2.34 y la Figura 2.35 describen a grandes rasgos y de forma generalizada dicho proceso.

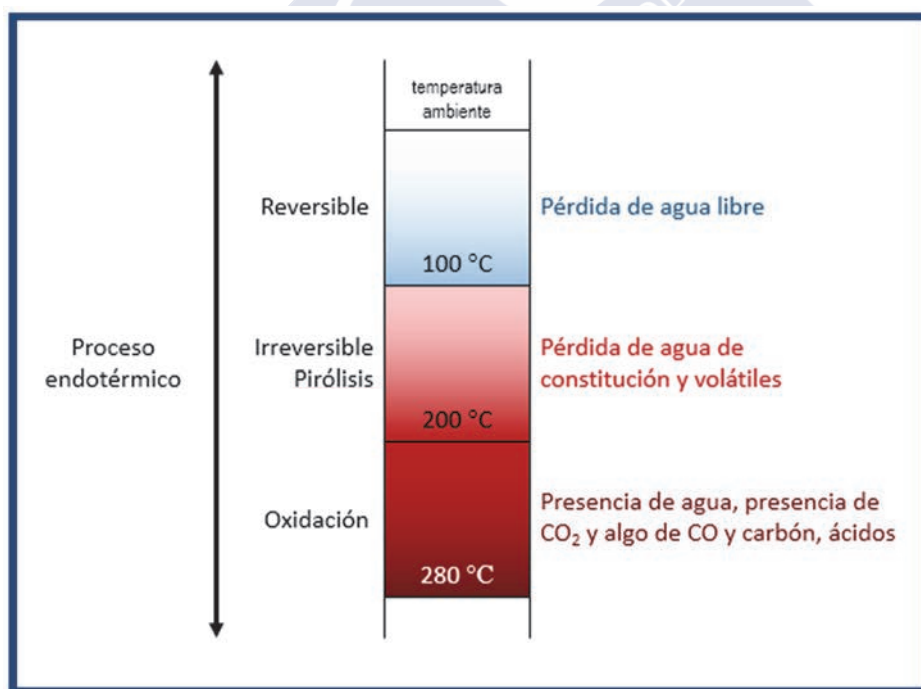


Figura 2.34. Comportamiento de la madera frente al fuego hasta los 280°C [213], citado en [98], elaboración propia

Antecedentes

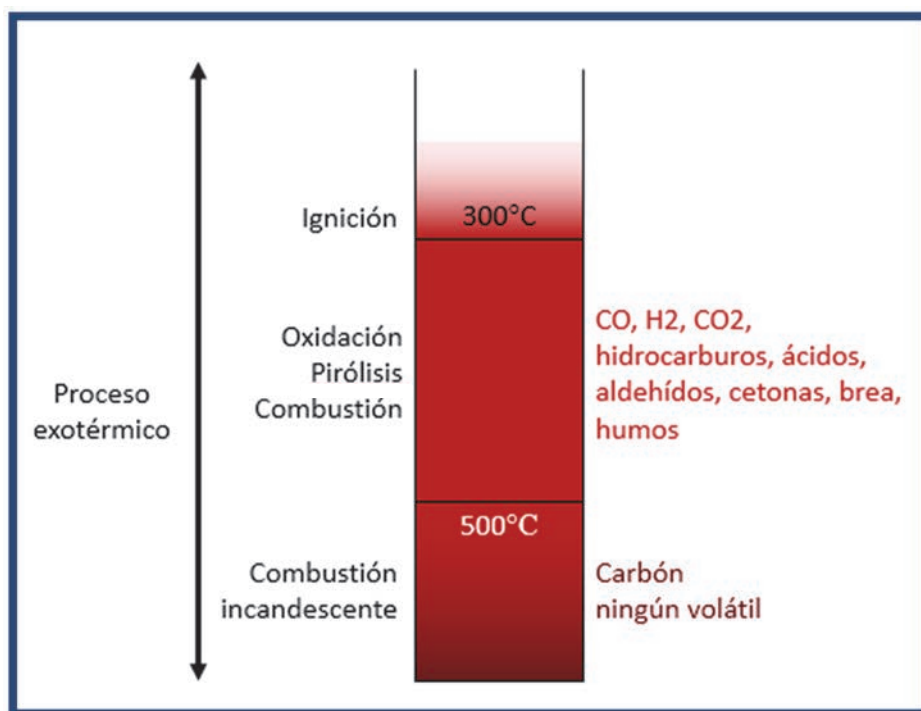


Figura 2.35. Comportamiento de la madera frente al fuego a temperatura superior a los 280°C [213], citado en [98], elaboración propia

La madera se compone, según autores, de entre un 77 % [182] y un 85 % [106] de materia volátil en su peso seco, lo que implica que tras la pirólisis debe esperarse una pérdida de masa de este orden, lo que diferencia fuertemente su comportamiento ante acciones térmicas respecto a otros materiales.

Como se vio anteriormente, los constituyentes químicos de la madera son la celulosa, la hemicelulosa y la lignina. Aunque las proporciones varían en función de la especie, de un modo estimativo puede considerarse que la celulosa supone alrededor del 50 % del peso seco, mientras que los otros dos componentes suponen muy groseramente un 25 % cada uno. La degradación térmica de estos tres componentes para formar carbón y gases combustibles se conoce como pirólisis y sucede como sigue [169], [170]:

- La hemicelulosa se descompone entre los 225 - 300 °C, aunque otros autores [184] indican que la degradación comienza ya entre 200 °C y 260 °C. Esta descomposición puede ocurrir en dos pasos: descomposición del polímero en fragmentos solubles y/o conversión en monómeros que posteriormente se descomponen en productos volátiles. Comparada con la celulosa, la hemicelulosa produce más sustancias volátiles y menos brea y carbón. Los componentes de la brea son ácidos orgánicos como el ácido acético, ácido fórmico y algunos derivados del furfural.
- La celulosa se degrada a temperaturas de entre 325 °C y 375 °C. Algunos autores [179] describen este proceso en dos pasos: a temperaturas más bajas, incluso por debajo de 300°C, comienza un proceso de reducción del grado de polimerización, mientras que en un segundo paso, a temperaturas más elevadas, se forma carbón, brea y productos gaseosos. El principal componente de la brea es el levoglucosano, que se vaporiza al aumentar la temperatura.

Antecedentes

- La lignina se degrada entre los 250 °C y los 500 °C. El carbón es el principal subproducto que resulta de la pirolisis de la lignina. También se forman un subproducto líquido denominado ácido piroleñoso, compuesto por metanol, ácido acético, acetona y agua. También se forman subproductos gaseosos: metano, etano y monóxido de carbono.

El proceso de piroólisis de la madera, teniendo en cuenta el conjunto de las tres sustancias mencionadas anteriormente, es descrito de este modo [168]:

Cuando la madera ha alcanzado los 160 °C, el proceso de desaparición de todo el contenido de humedad (deshidratación) está completo. En el rango de temperaturas de 200 a 280 °C toda la hemicelulosa se descompone, produciéndose principalmente sustancias volátiles. La desgasificación es altamente exotérmica. Los gases combustibles reaccionan con el oxígeno, produciéndose oxidación, y liberación de calor, resultando en la formación de una corriente de gas brillante, que es visible en forma de llama. De 280 a 500 °C la descomposición de la celulosa emerge, alcanzando un pico alrededor de los 320 °C. Los subproductos resultantes siguen siendo mayormente volátiles, si bien a partir de los 500 °C disminuyen. La velocidad de descomposición de la lignina se ve incrementada rápidamente a temperaturas superiores a los 320 °C, lo que va acompañado también de un incremento de la formación de residuo sólido de carbón.

Debido a que el volumen del carbón es inferior al volumen original de la madera, se forman grietas y fisuras que afectan enormemente la tasa de transferencia de calor y masa entre la llama y el sólido [96]. Varios autores han confirmado este hecho en sus investigaciones [168], [228], [137], [193].

El proceso de pirólisis está precedido por el proceso de desecado de la madera. A temperaturas del orden de 60 °C la madera es aún en gran parte resistente desde un punto de vista mecánico [52]. Al alcanzar los 100 °C, empiezan a suceder cambios irreversibles en la estructura de la madera al empezar a evaporarse el agua de constitución de la pared celular. Este proceso se caracteriza por un tiempo de mantenimiento de la misma temperatura en la madera, que no se eleva hasta que el agua se haya evaporado. Esto se debe a que la energía aportada al sistema es consumida en cambiar de fase el agua.

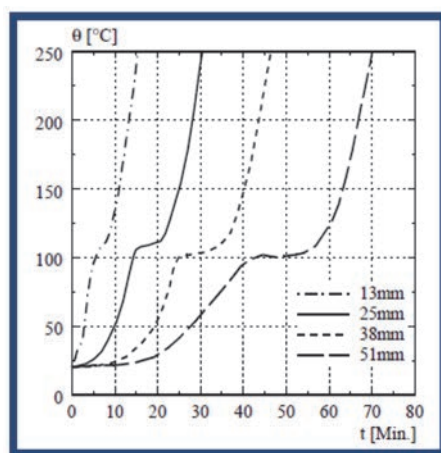


Figura 2.36. Evolución de la temperatura a diferentes profundidades de una probeta de madera sometida a cargas térmicas [221] citado en [52]

Cuanto más profundo en la probeta es el punto en el que se observa la evolución de la temperatura, se comprueba que este tiempo en el cual la temperatura se mantiene en los 100°C es mayor. Esto se debe a que cuando la humedad se evapora en el frente de carbonización, donde la temperatura es de aproximadamente 300 °C, parte de ese vapor de agua abandona el elemento de madera por la superficie expuesta; pero otra parte de la humedad migra en la dirección opuesta, hacia el interior de la madera, donde las temperaturas son inferiores, llegando a recondensarse en zonas de temperatura inferior a 100 °C [96]. Por tanto se producen acumulaciones de humedad en las zonas más interiores del elemento de madera (Figura 2.37).

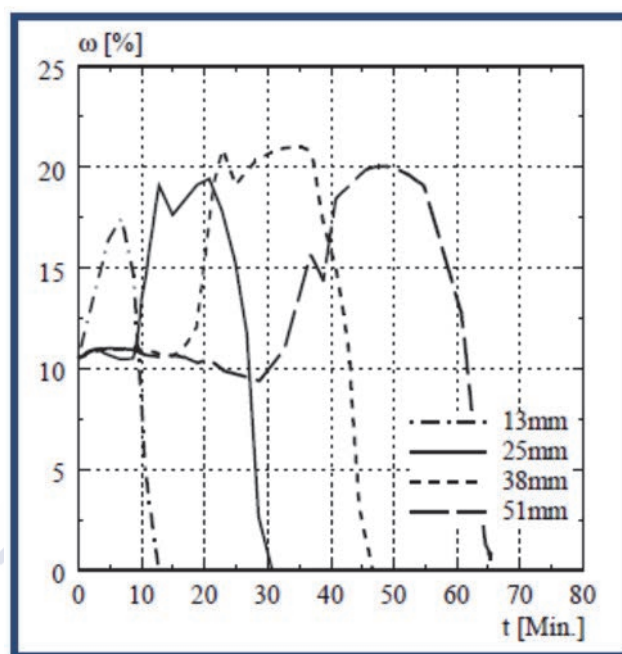


Figura 2.37. Evolución del % de contenido de humedad a diferentes profundidades de una probeta de madera sometida a cargas térmicas [221] citado en [52]

La modelización matemática de los procesos físicos en el proceso de degradación térmica de la madera puede ser abordada de dos maneras diferentes.

Una primera posibilidad es determinar la velocidad de reacción del proceso de descomposición, y de ésta la disminución resultante en la masa, usando por ejemplo la ecuación de Arrhenius [185].

Una segunda forma se basa en adaptar las propiedades del material, considerando propiedades efectivas obtenidas de resultados experimentales, simplificando de este modo la aplicación del método de los elementos finitos. Este es el método que recomienda el Eurocódigo 5 [208] en su anejo B.

Antecedentes

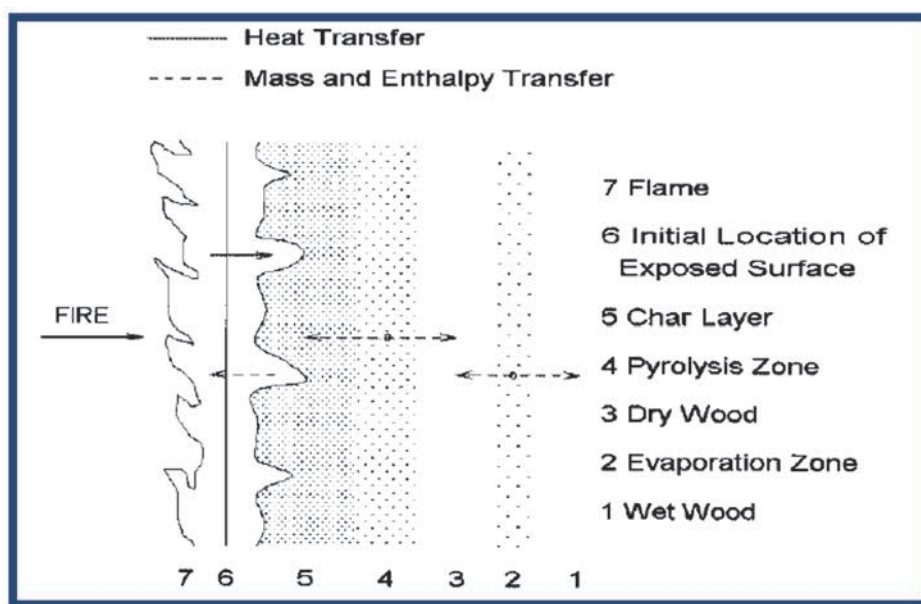


Figura 2.38. Transferencia de calor y masa en una pieza de madera en proceso de pirolisis [96]

La unión en cola de milano redondeada

Tradicionalmente, la unión en cola de milano era aquella se empleaba para dar continuidad a elementos de madera longitudinalmente que están sometidos a esfuerzos de tracción [183]. Sin embargo, el desarrollo de maquinaria específica de mecanizado para madera, así como la aparición de programas de diseño asistido por ordenador capaces de exportar sus diseños a estas máquinas de mecanizado, han provocado la aparición y popularización de una variante de esta unión que consiste en una espiga con una forma trapezoidal y redondeada que se encaja en una mortaja con su misma forma y que es capaz de resistir esfuerzos de tipo cortante. Esta unión es adecuada para resolver encuentros entre viguetas y vigas principales de estructuras tanto de forjados como de cubiertas.

La unión es mecanizada en origen, llegando al lugar donde se va a montar con las talas realizadas adecuadamente. Gracias a esto se reduce en gran medida su tiempo de montaje frente a otras soluciones de unión, siendo este hecho una importante ventaja económica. Otra ventaja, en este caso de índole estética, es que la unión al ser de tipo carpintero provoca que no se vea elementos metálicos en la misma.

Para definir completamente la geometría de una unión en cola de milano redondeada entre una viga y una vigueta es necesario conocer una serie de parámetros geométricos. Algunos de ellos concernientes a la unión propiamente dicha e independientes de otros parámetros (la longitud de la espiga p. ej.); otros concernientes a los elementos que conforman a la unión, y no a esta en sí (la longitud de la viga o la vigueta); y otros, aun definiendo específicamente la unión, se calculan en función de otros parámetros o son interdependientes entre sí (p. ej. el ángulo entre los flancos de la espiga y la anchura de la base de esta: el cambio en el valor de uno de los dos parámetros implica el cambio en el valor del otro).

Antecedentes

Algunos programas de diseño asistido por ordenador incorporan propuestas de dimensionamientos de algunos de estos parámetros geométricos. Por ejemplo, el programa CADWork [28] propone una serie de valores en función del alto y ancho de la vigueta en la que se encuentre la espiga de la unión en cola de milano.

En la Tabla 2.20 se definen estos parámetros, y en las subsiguientes figuras se pueden ver gráficamente.

Denominación	Notación en este trabajo	Definición	Valor en mm propuesto por CADWork para una vigueta de 100 x 200 mm
Longitud	P	Profundidad de la espiga de la cola de milano	28
Sobrelongitud	SP	Distancia de la cara externa de la espiga (testa de la espiga) a la pared interna de la mortaja	2
Anchura superior espiga en testa de vigueta	BTESTASUP	Anchura de la parte superior de la espiga en el plano de la testa de la vigueta (zona de unión espiga-vigueta)	75
Anchura inferior de la espiga en testa de vigueta	BTESTAINF	Anchura de la parte inferior recta de la espiga en el plano de la testa de la vigueta (zona de unión espiga-vigueta)	45
Medida a trazar negativa en espiga	TRAZANEG	Distancia en vertical desde la base de la espiga hasta la cara inferior de la vigueta	20
Suplemento negativo en la mortaja	MORTAJA	Distancia desde la base de la espiga de la vigueta hasta la base de la caja de la viga	5
Relación entre altura espiga y altura vigueta	ALTESPIGA	Coefficiente que se obtiene dividiendo la altura de la espiga en el plano de la testa de la vigueta entre la altura de la vigueta	0,9
Ángulo entre los flancos de la espiga	K	Ángulo que forman entre sí los flancos de la espiga en el plano de la testa de la vigueta	-
Distancia entre vigueta y viga	HOLGURA	Distancia entre la testa de la vigueta y la cara de la viga en la que se apoya	-
Ángulo mecanizado espiga	ANGESP	Ángulo que define el incremento de la anchura de la espiga desde la testa de la vigueta hacia el exterior viene dado por las dimensiones de las fresas empleadas en las máquinas de mecanizado y toma el valor de 15 °	-
Longitud, anchura y altura de la vigueta	L, B, H	Longitud, anchura y altura de la vigueta	-
Longitud, anchura y altura de la viga	LVIGA, BVIGA, HVIGA	Longitud, anchura y altura de la viga	-

Tabla 2.20. Parámetros geométricos que definen la unión en cola de milano

Antecedentes

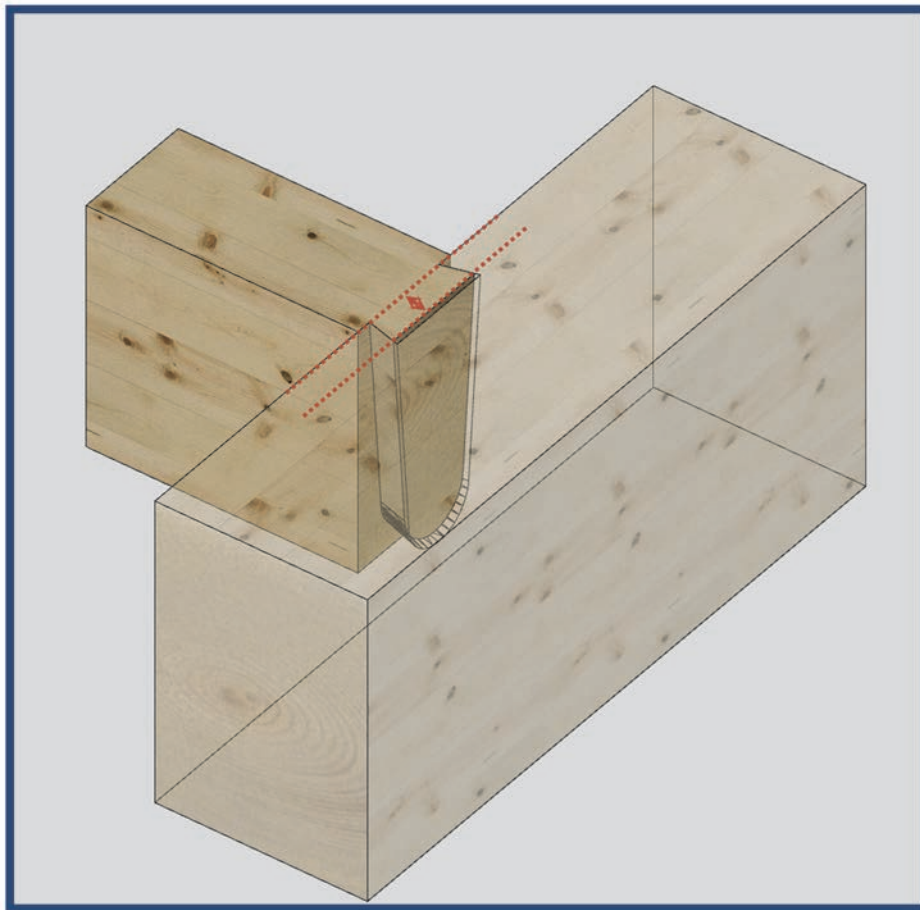


Figura 2.39. Longitud ("P") de la espiga de la cola de milano



Figura 2.40. Sobrelongitud ("SP", distancia entre la testa exterior de la espiga y la cara interior de la mortaja)

Antecedentes

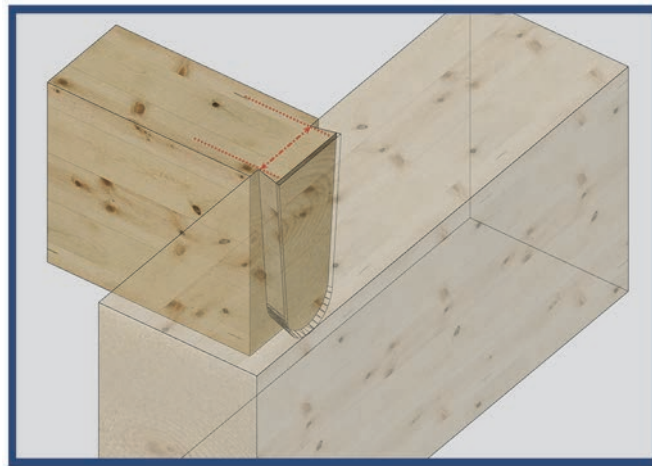


Figura 2.41. "*BTESTASUP*": anchura en la parte superior de la espiga en la cara de la testa de la vigueta

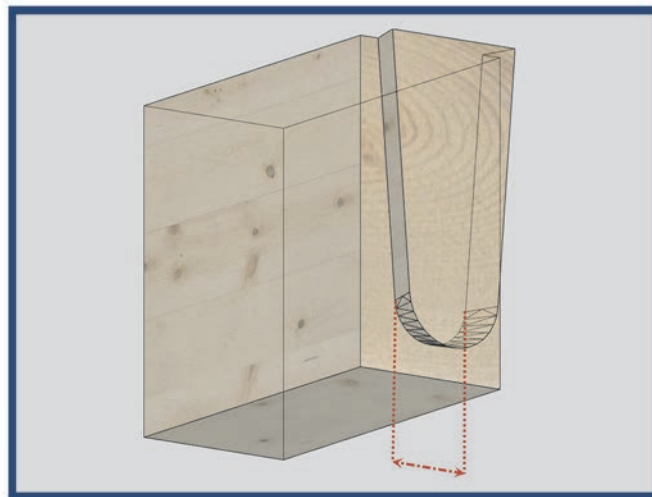


Figura 2.42. "*BTESTAINF*": anchura en la parte inferior de la espiga, antes de que empiece la zona redondeada

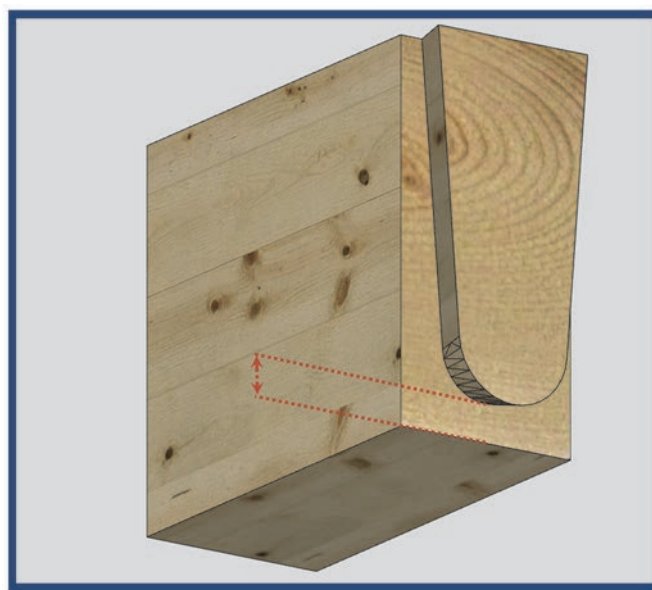


Figura 2.43. "*TRAZANEG*": distancia vertical de la parte inferior de la espiga a la cara inferior de la vigueta

Antecedentes

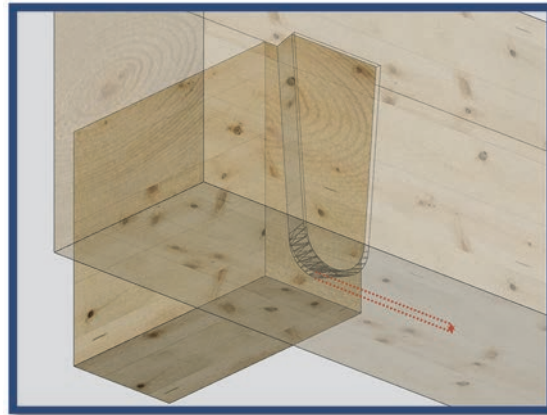


Figura 2.44. “MORTAJA”: distancia en vertical entre la parte inferior de la espiga y la mortaja

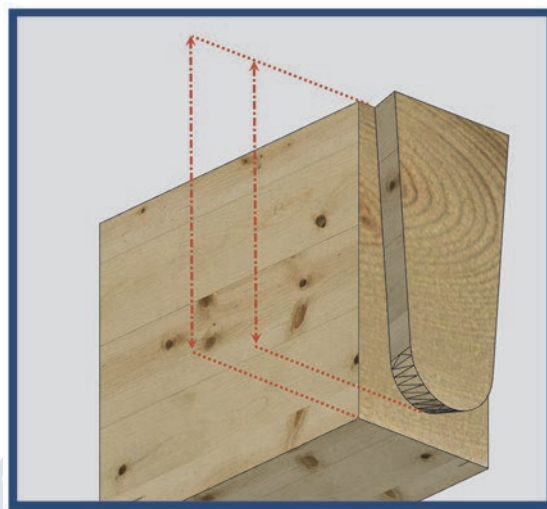


Figura 2.45. “ALTESPIGA”: relación entre la altura de la espiga y la altura de la viga

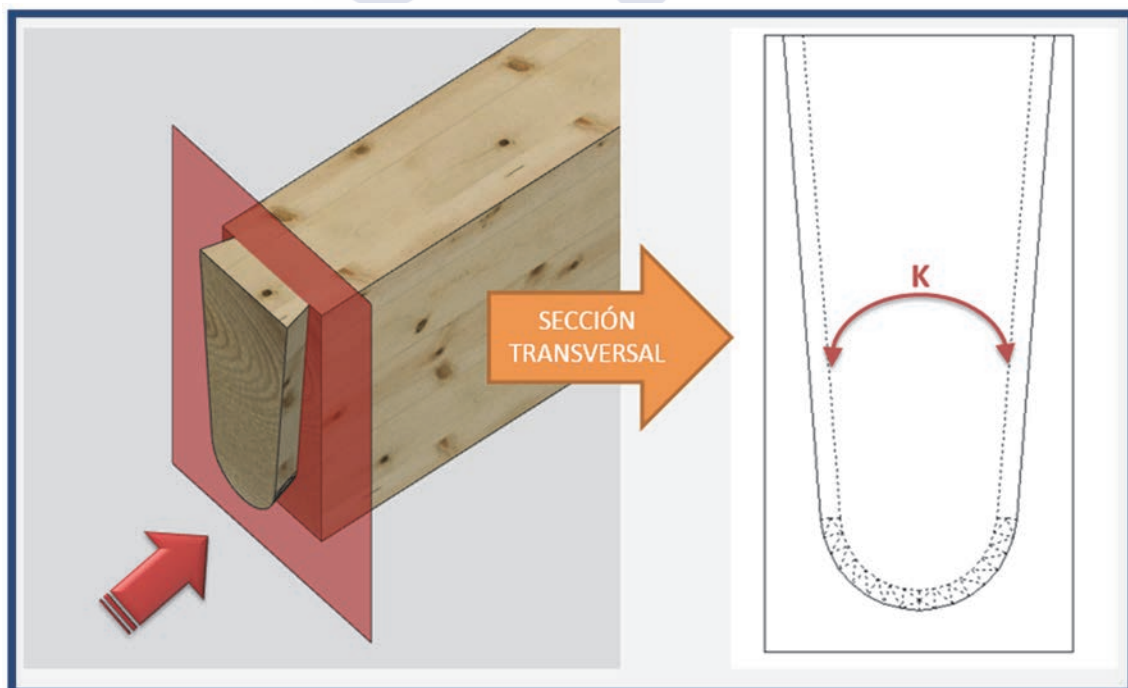


Figura 2.46. Ángulo “K” entre los flancos de la espiga en el plano de la testa de la viga

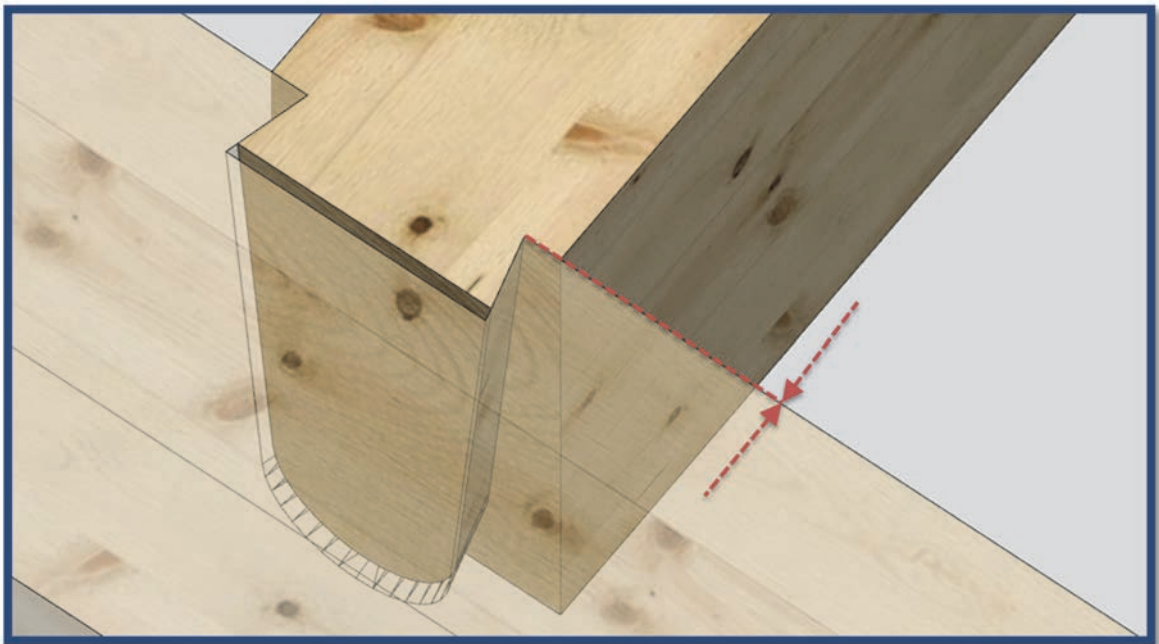


Figura 2.47. "HOLGURA": distancia entre testa de vigueta y cara de la viga en la que apoya

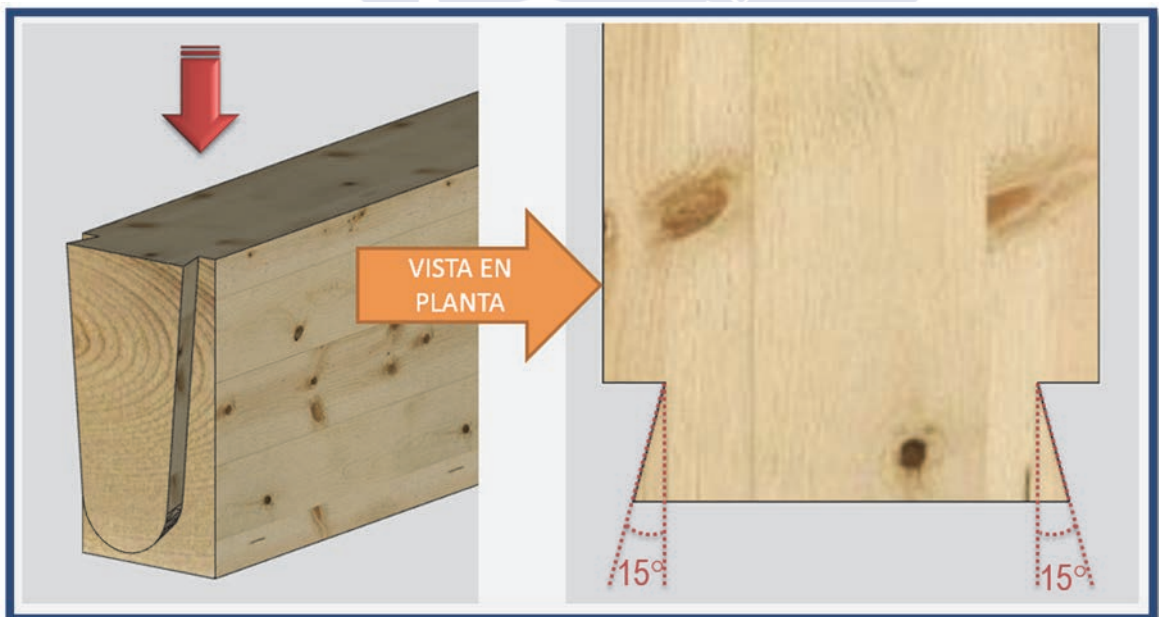


Figura 2.48. Ángulo de mecanizado de la espiga

Antecedentes

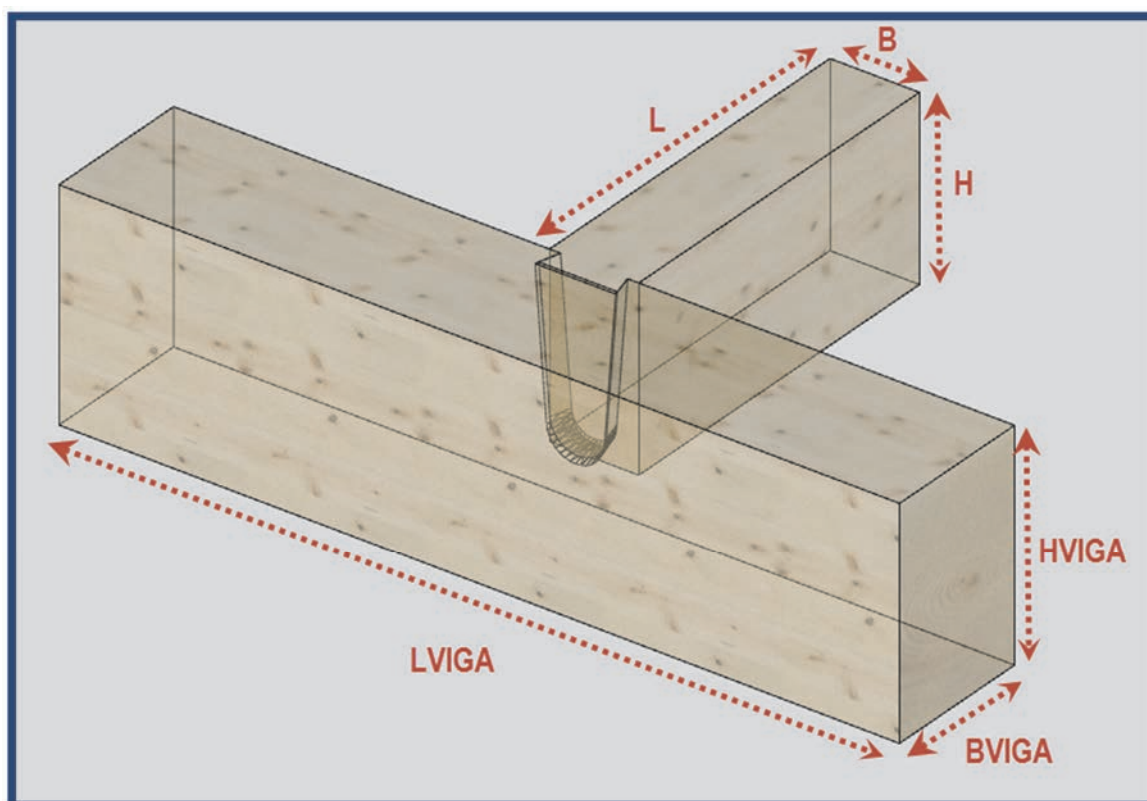


Figura 2.49. Longitudes, anchos y altos de viga y vigueta

Werner [218] aporta como resultado de su trabajo una serie de recomendaciones de diseño y cálculo que Tannert [190] recoge como base para su trabajo. A continuación se recogen los criterios en cuanto a diseño recomendados:

- La altura de la espiga no debe ser menor que la mitad de la altura de la vigueta (es decir, $ALTESPIGA \geq 0,5$).
- La viga principal debe tener un ancho mínimo de sección igual a la longitud de la espiga + 50 mm si solo recibe viguetas de un lado y 100 mm si recibe viguetas por los dos lados, es decir, $BVIGA \geq P + 50$ mm o $BVIGA \geq P + 100$ mm.
- Límite máximo para la longitud de la espiga de 25-30 mm, es decir $P \leq 30$ mm.
- Límite máximo para la profundidad de la caja será 3 mm más que la longitud de la espiga, es decir $SP \leq 3$ mm.
- Para dimensionar la viga principal se debe considerar la reducción de sección.
- Se recomienda precisión en el mecanizado con una tolerancia de 0,2 mm.
- Corte y mecanizado sobre madera seca.
- Distancia mínima entre dos viguetas en la viga principal de 600 mm.
- Distancia mínima de 500 mm desde la unión hasta el extremo de la viga principal.

En su tesis doctoral, Azahara Soilán [183] discute varias geometrías de la unión en cola de milano. Los dos parámetros que considera variables en esta discusión, a igualdad de longitud de vigueta (L), son la altura de la espiga en relación con la altura de la vigueta (ALTESPIGA) y el ángulo que forman entre si los flancos de la espiga (K).

Antecedentes

Respecto al ángulo entre los flancos de la espiga, K, es de interés resaltar que este parámetro es interdependiente de otros parámetros geométricos de diseño de la unión, concretamente de los anchos superior e inferior de la espiga (BTESTASUP y BTESTAINF), de la altura de la vigueta (H) y de la distancia vertical de la espiga a la cara inferior de la vigueta (TRAZANEG) a través de la fórmula (2-50):

$$K = 2 \cdot \tan^{-1} \left(\frac{BTESTASUP - BTESTAINF}{2 \cdot (H - TAZANEG)} \right) \quad (2-50)$$

Al variar K variarán los demás parámetros interdependientes de él, como por ejemplo la anchura inferior de la espiga en la testa de la vigueta (BTESTAINF). En su tesis, para longitudes de vigueta de 4,2 m, Azahara Soilán fija el valor BTESTASUP a 75 mm en todos los casos, y discute geometrías con varios valores de K, imponiendo como condicionante que el valor de BTESTAINF resultante sea siempre superior a 25 mm.

Criterios de rotura

En cada punto de un sólido sometido a acciones exteriores existe un estado tensional, y por consiguiente, un estado de deformaciones [194]. Cuando las acciones exteriores no superan un determinado umbral, el sólido recupera su forma original cuando cesan dichas acciones. La deformación del sólido es reversible. No hay pérdida de energía durante el proceso de carga y descarga del sólido. En este caso se dice que el sólido tiene un comportamiento elástico. Cuando las acciones exteriores superan un determinado umbral, la deformación del sólido tiene una parte irreversible. Se dice que el sólido se ha deformado plásticamente. La deformación del sólido tiene una componente elástica (reversible) y una componente plástica (irreversible). Los criterios fenomenológicos de rotura no tratan de explicar o identificar el mecanismo de rotura, sino de indicar cuando el estado tensional ha superado el umbral antes mencionado. Su expresión es la expresión matemática de una envolvente. La sencillez es su principal ventaja. Los más empleados [25] tienen forma cuadrática, pero hay otras formulaciones que se expondrán a continuación.

Modelos lineales

Son los más sencillos para estados tensionales biaxiales de un material ortótropo.

$$\frac{\sigma_x}{f_x} + \frac{\sigma_y}{f_y} + \frac{\tau_{xy}}{f_v} = 1 \quad (2-51)$$

Siendo:

σ_x = tensión paralela a la fibra

σ_y = tensión perpendicular a la fibra

σ_{xy} = tensión de cortante

f_x = resistencia considerada en la dirección paralela a la fibra

f_y = resistencia considerada en la dirección perpendicular a la fibra

f_x = resistencia considerada a cortante

Antecedentes

Modelos cuadráticos

La mayor parte de los criterios son expresiones polinómicas de segundo orden [1] según la expresión (2-52).

$$\left(\frac{\sigma_x}{f_x}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_y}{f_y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{xy}}{f_v}\right)^2 = 1 \quad (2-52)$$

Siendo:

σ_x = tensión paralela a la fibra

σ_y = tensión perpendicular a la fibra

σ_{xy} = tensión de cortante

f_x = resistencia considerada en la dirección paralela a la fibra

f_y = resistencia considerada en la dirección perpendicular a la fibra

f_v = resistencia considerada a cortante

Este tipo de modelos consideran una misma resistencia a tracción que a compresión, por lo que no dan muy buen resultado al aplicarlos a materiales como la madera, que presenta valores de resistencia distintos para dichas sollicitaciones.

Modelo de Tsai Hill

El criterio de Tsai Hill no considera distintas resistencias a tracción y a compresión, aunque sí mejora los criterios anteriormente citados al incorporar la interacción entre tensiones.

$$\left(\frac{\sigma_x}{f_x}\right)^2 - \frac{\sigma_x \sigma_y}{f_x^2} + \left(\frac{\sigma_y}{f_y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{xy}}{f_v}\right)^2 = 1 \quad (2-53)$$

Siendo:

σ_x = tensión paralela a la fibra

σ_y = tensión perpendicular a la fibra

σ_{xy} = tensión de cortante

f_x = resistencia considerada en la dirección paralela a la fibra

f_y = resistencia considerada en la dirección perpendicular a la fibra

f_v = resistencia considerada a cortante

Modelo de Norris

Norris [151] considera que el fallo en la madera se producirá en el momento que se cumpla alguna de las expresiones (2-54), (2-55) o (2-56)

$$\left(\frac{\sigma_x}{f_x}\right)^2 - \frac{\sigma_x \sigma_y}{f_x f_y} + \left(\frac{\sigma_y}{f_y}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{xy}}{f_v}\right)^2 = 1 \quad (2-54)$$

$$\left(\frac{\sigma_x}{f_x}\right)^2 = 1 \quad (2-55)$$

$$\left(\frac{\sigma_y}{f_y}\right)^2 = 1 \quad (2-56)$$

Antecedentes

Siendo:

σ_x = tensión paralela a la fibra

σ_y = tensión perpendicular a la fibra

σ_{xy} = tensión de cortante

f_x = resistencia considerada en la dirección paralela a la fibra

f_y = resistencia considerada en la dirección perpendicular a la fibra

f_x = resistencia considerada a cortante

Modelo de Tsai Wu

El criterio de rotura de Tsai Wu [196] se expresa según (2-57).

$$\left(\frac{1}{f_{t,x}} - \frac{1}{f_{c,x}}\right)\sigma_x + \left(\frac{1}{f_{t,y}} - \frac{1}{f_{c,y}}\right)\sigma_y + \frac{1}{f_{t,x}f_{c,x}}\sigma_x^2 + \frac{1}{f_{t,y}f_{c,y}}\sigma_y^2 + 2a_{xy}\sqrt{\frac{1}{f_{t,x}f_{c,x}}}\sigma_x\sigma_y + \frac{1}{f_v^2}\tau_{xy}^2 = 1 \quad (2-57)$$

Siendo:

σ_x = tensión paralela a la fibra

σ_y = tensión perpendicular a la fibra

τ_{xy} = tensión de cortante

$f_{t,x}$ = resistencia considerada a tracción en la dirección paralela a la fibra

$f_{c,x}$ = resistencia considerada a compresión en la dirección paralela a la fibra

$f_{t,y}$ = resistencia considerada a tracción en la dirección perpendicular a la fibra

$f_{c,y}$ = resistencia considerada a compresión en la dirección perpendicular a la fibra

f_v = resistencia considerada frente a tensiones de cortante

a_{xy} = factor de interacción

El valor del factor de interacción a_{xy} es determinado experimentalmente y su valor estará comprendido entre 1 y -1. Tsai [195] propone un valor de $a_{xy} = -0,5$ que se corresponde con el criterio generalizado de Von Mises; mientras que Eberhardsteiner [50] propone para madera un valor de $a_{xy} = 0,04$. Cabrero *et al.* [25] analizan cuál de los coeficientes ofrece mejores resultados para madera, concluyendo que empleando el valor de $a_{xy} = 0,04$ el error de predicción del criterio es menor.

Modelo de Von Mises

El modelo de Von Mises [215] es el indicado en la expresión (2-58).

$$\left(\frac{\sigma_x}{f_x}\right)^2 - \frac{\sigma_x\sigma_y}{f_xf_y} + \left(\frac{\sigma_y}{f_y}\right)^2 + 3\left(\frac{\tau_{xy}}{f_v}\right)^2 = 1 \quad (2-58)$$

Siendo:

σ_x = tensión paralela a la fibra

σ_y = tensión perpendicular a la fibra

σ_{xy} = tensión de cortante

f_x = resistencia considerada en la dirección paralela a la fibra

f_y = resistencia considerada en la dirección perpendicular a la fibra

f_x = resistencia considerada a cortante

Modelo de Van der Put

El modelo de Van der Putt [210] es de tipo tensor, y similar al de Tsai Wu, con la diferencia de que considera nulo el factor de interacción. Su expresión es la (2-59).

$$\left(\frac{1}{f_{t,x}} - \frac{1}{f_{c,x}}\right)\sigma_x + \left(\frac{1}{f_{t,y}} - \frac{1}{f_{c,y}}\right)\sigma_y + \frac{1}{f_{t,x}f_{c,x}}\sigma_x^2 + \frac{1}{f_{t,y}f_{c,y}}\sigma_y^2 + \frac{1}{f_v^2}\tau_{xy}^2 = 1 \quad (2-59)$$

Siendo:

σ_x = tensión paralela a la fibra

σ_y = tensión perpendicular a la fibra

τ_{xy} = tensión de cortante

$f_{t,x}$ = resistencia considerada a tracción en la dirección paralela a la fibra

$f_{c,x}$ = resistencia considerada a compresión en la dirección paralela a la fibra

$f_{t,y}$ = resistencia considerada a tracción en la dirección perpendicular a la fibra

$f_{c,y}$ = resistencia considerada a compresión en la dirección perpendicular a la fibra

f_v = resistencia considerada frente a tensiones de cortante

Investigaciones previas

Existen numerosas investigaciones acerca de distintos aspectos relacionados con el comportamiento de las estructuras de madera en situación de incendio, que en el presente trabajo se sistematizaron del modo que se refiere a continuación, si bien muchas investigaciones son de tipo transversal y podrían ser encuadradas simultáneamente en más de un apartado de entre los que siguen:

- Investigaciones acerca de la relación entre las propiedades de la madera y su combustión
- Investigaciones y ensayos experimentales acerca de la velocidad de carbonización de la madera
- Investigaciones y ensayos experimentales acerca del comportamiento mecánico de uniones en situación de incendio
- Investigaciones y modelos numéricos acerca del comportamiento mecánico y degradación térmica de elementos de madera en situación de incendio
- Investigaciones y modelos numéricos acerca del comportamiento mecánico y degradación térmica de uniones de estructuras de madera en situación de incendio

También se citarán las investigaciones relacionadas con el comportamiento mecánico en situación ordinaria (temperatura ambiente) de uniones carpinteras en cola de milano de estructuras de madera.

Antecedentes

Investigaciones acerca de la relación entre las propiedades de la madera y su combustión**Densidad**

Muchos estudios demuestran la relación entre densidad y velocidad de carbonización. Ya en el año 1956 Vorreiter [216] mostró que la tasa de pérdida de masa es proporcional a la densidad. Hawley [88] había argumentado previamente que densidades menores permiten una mayor y más rápida penetración del flujo de calor y también proporcionan una mayor área superficial por unidad de masa.

En términos de velocidad de carbonización, Schaffer [173] y Hall *et al.* [86] probaron que ésta es inversamente proporcional a la densidad. Por lo tanto, aunque la tasa de pérdida de masa aumenta con la densidad, la velocidad a la que el residuo carbonoso se desarrolla es menor. Schaffer [173] también encontró que las probetas de menor densidad presentaban una mayor tendencia a reproducir fisuras y grietas de mayor tamaño y anchura en la capa carbonizada, de modo que la profundidad de la capa carbonizada en esas localizaciones era ligeramente mayor.

Espesor

Akita [2] midió la distribución de temperaturas en tableros de madera y encontró que ni el grosor ni la profundidad de la capa de carbonización dependen del espesor del tablero a partir de determinado límite. En sus experimentos, encontró que las probetas de un grosor superior a 6,4 mm no presentan variación en las tasas de carbonización observadas.

Contenido en humedad

Según investigaciones de Hawley [88], valores elevados de contenido de humedad (del orden del 50 %) son efectivos en la disminución de la velocidad de carbonización, debido a la gran cantidad de calor que se consume en la vaporización del agua. Incluso porcentajes de humedad mucho más bajos que esos valores reducen la velocidad de carbonización. Así, un incendio consumirá madera con un contenido de humedad del 10 % notablemente más rápido que si ese elemento de madera tuviese un contenido de humedad del 20 %.

Debido a la relativamente baja difusividad térmica de la madera, el gradiente de temperatura dentro de una sección de madera expuesta al fuego es relativamente empinado. Esta diferencia acusada de temperaturas, así como los mecanismos de transferencia de calor y masa citados en el apartado dedicado a la exposición de la pirólisis de la madera, generan movimiento de la humedad dentro de la sección transversal de la pieza de madera sometida a acción térmica.

La Figura 2.50 ilustra los gradientes de temperatura y contenido de humedad medidos por White y Schaffer [221] dentro de una probeta de pino expuesta en una cara a una temperatura de 538 °C durante aproximadamente 20 minutos, con un contenido inicial de humedad del 10 %.

Antecedentes

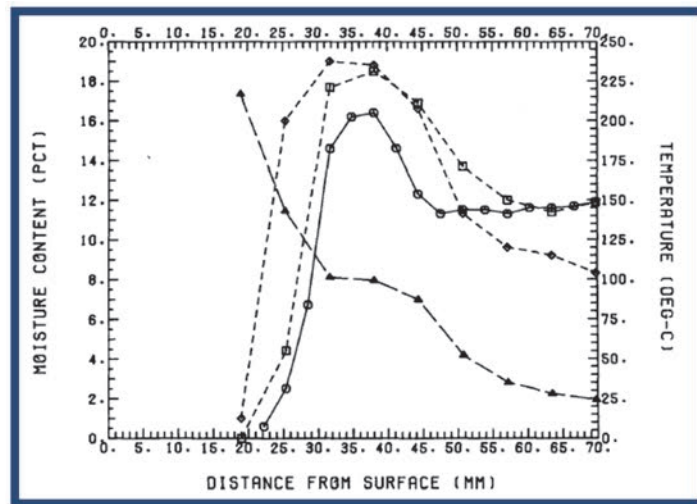


Figura 2.50. Gradientes de temperatura (\triangle) y contenido en humedad (\circ) de una probeta expuesta a cargas térmicas en una cara en un horno a temperatura de 538 °C. También se muestran el contenido en humedad calculado mediante sondas de resistencia en la zona central (\square) y en la zona superior (\diamond) de otros ensayos [221]

Según Schaffer [174] aunque un análisis por el método de los elementos finitos es capaz de predecir bastante bien las temperaturas resultantes en un elemento de madera anhidro (secado en horno, con un contenido en humedad del 0 %), el gradiente de temperatura en elementos de madera “reales”, es decir, teniendo en cuenta su contenido de humedad, no es fácilmente modelizable en modelos de elementos finitos. Sin embargo, la pérdida de humedad por el calor latente de vaporización, empleando el principio de entalpía, se ha aplicado con cierto éxito en modelos unidimensionales [160].

Experimentos llevados a cabo por Schaffer [173] mostraron que el aumento del contenido de humedad aumenta el tiempo durante el cual la temperatura de la madera no se eleva en el entorno de los 100 °C (212 °F), ya que la energía aportada al sistema es requerida para vaporizar la humedad (véase la Figura 2.51) y por lo tanto reduce la tasa de carbonización. En estos experimentos, Schaffer desarrolló tasas de carbonización para abeto Douglas, pino americano y roble americano expuestos a la curva tiempo-temperatura definida en la norma ASTM E 119 [11], como función de la densidad y el contenido en humedad.

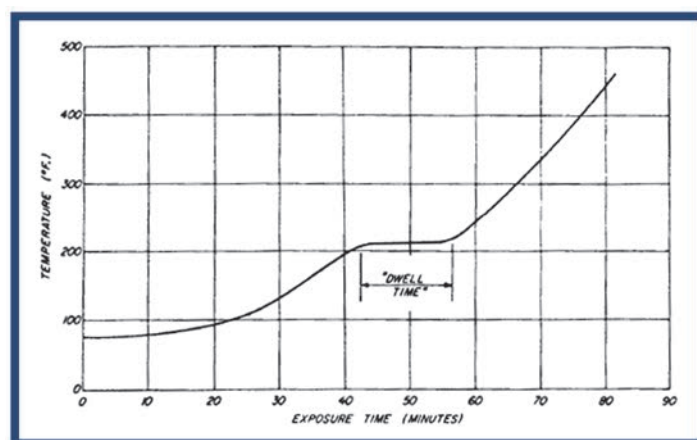


Figura 2.51. Evolución de la temperatura en el tiempo, con pausa en el incremento de temperatura en el entorno de los 100 °C (212 °F) [173]

Antecedentes

Conductividad térmica: relación con permeabilidad, densidad y contenido de humedad

La permeabilidad es una medida de la porosidad de la madera, es decir, el flujo de fluidos a través de sus conductos bajo presión. Investigaciones realizadas en el Reino Unido [78], [79] en madera con densidades similares, pero de permeabilidades opuestas (*Abura*, *Mitragyna ciliata* -altamente permeable- y *Makoré*, *Tieghemella heckelii* -altamente impermeable-) mostraron que un aumento en la permeabilidad suponía un aumento en la tasa de carbonización.

Los experimentos llevados a cabo por Wright y Hayward [226] en probetas de 25mm de cedro y de cicuta expuestas a flujos de calor de 21 y 42 kW/m² demostraron que la tasa de carbonización para muestras cortadas en dirección perpendicular a la fibra fue aproximadamente el doble que para muestras cortadas en dirección perpendicular a la misma, lo que sugiere que las características físicas son más determinantes que la composición química en la velocidad de carbonización.

La baja conductividad térmica de la madera reduce la velocidad a la cual el calor aplicado en las caras exteriores es transmitido al interior. Wolgast [224], [225] ha estudiado la relación entre la degradación térmica de la madera y la densidad, encontrando que la conductividad térmica es inversamente proporcional al volumen de huecos en la madera. Además un aumento del volumen de huecos (lo que conlleva una reducción de la conductividad térmica) aumentará la velocidad de carbonización.

Se puede afirmar que la conductividad térmica es función de la densidad, del contenido en humedad y de la temperatura de la madera fundamentalmente, e independiente de la especie [60], [59], [191], [77] aunque en menor medida influyen otros factores como la cantidad de sustancias extractivas de la madera o las singularidades (nudos, fendas) que ésta presente.

Algunos investigadores como MacLean [135], Wilkes [223] y TenWolde *et al.* [191] realizaron ensayos en base a los cuales elaboraron las expresiones (2-60), (2-61) y (2-62), que ofrecen valores de conductividad térmica a temperatura ambiente en función de densidad y contenido en humedad

MacLean

$$k = 0,0238 + \frac{(0,2005 + 0,004039 \cdot M) \cdot \rho}{1000 \cdot (1 + 0,01 \cdot M)} \quad (2-60)$$

Siendo:

k = conductividad térmica de la madera (W/m·K)

ρ = densidad de la madera con un contenido de humedad M (kg/m³)

M = contenido de humedad (%) por debajo de 30 %

Wilkes

$$k = 0,02582 + \frac{(0,1686 + 0,005177 \cdot M) \cdot \rho}{1000 \cdot (1 + 0,01 \cdot M)} \quad (2-61)$$

Antecedentes

Siendo:

k = conductividad térmica de la madera (W/m·K)

ρ = densidad de la madera con un contenido de humedad M (kg/m³)

M = contenido de humedad (%) por debajo de 30 %

TenWolde et al.

$$k = 0,01864 + \frac{(0,1941 + 0,004064 \cdot M) \cdot \rho}{1000 \cdot (1 + 0,01 \cdot M)} \quad (2-62)$$

Siendo:

k = conductividad térmica de la madera (W/m·K)

ρ = densidad de la madera con un contenido de humedad M (kg/m³)

M = contenido de humedad (%) por debajo de 30 %

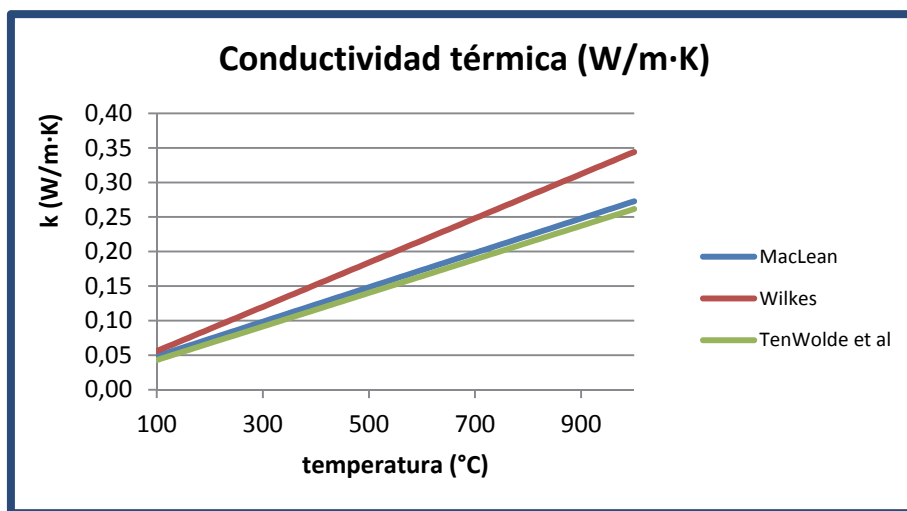


Figura 2.52. Conductividad térmica en función de la densidad calculada con las expresiones de MacLean, Wilkes y TenWolde para un 12 % de humedad

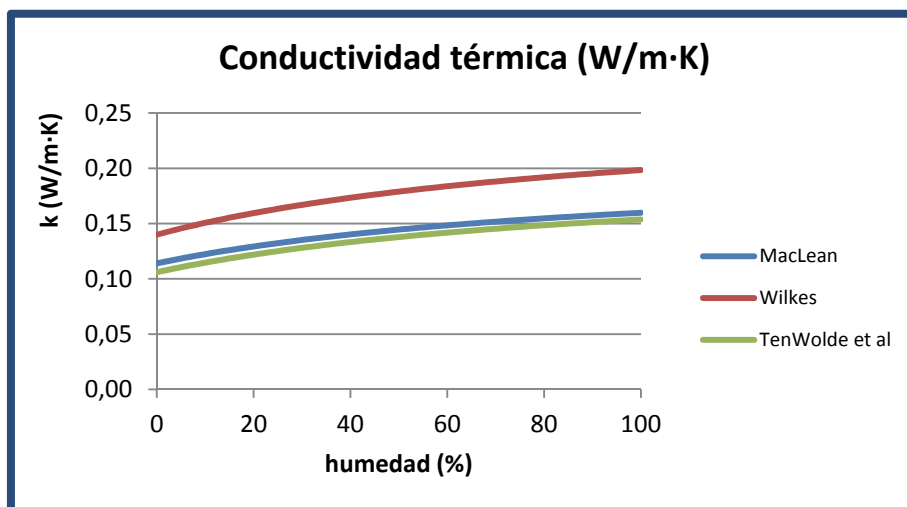


Figura 2.53. Conductividad térmica en función de la humedad calculada con las expresiones de MacLean, Wilkes y TenWolde para una densidad de 450 kg/m³

Antecedentes

La Figura 2.52 muestra la conductividad térmica según la expresión de los tres autores citados en función de la temperatura, para un 12 % de humedad; mientras que la Figura 2.53 hace lo propio en función de la humedad para una densidad de 450 kg/m³. Finalmente, la Tabla 2.21 recoge valores de conductividad térmica en función de la densidad calculada con las expresiones de MacLean, Wilkes y TenWolde para un 12 % de humedad.

Densidad (kg/m ³)	MacLean	Wilkes	TenWolde
100	0,05	0,06	0,04
200	0,07	0,09	0,07
300	0,10	0,12	0,09
400	0,12	0,15	0,12
500	0,15	0,18	0,14
600	0,17	0,22	0,16
700	0,20	0,25	0,19
800	0,22	0,28	0,21
900	0,25	0,31	0,24
1000	0,27	0,34	0,26

Tabla 2.21. Conductividad térmica (W/m·K) en función de la densidad calculada con las expresiones de MacLean, Wilkes y TenWolde para un 12 % de humedad

Las características anisotrópicas de la madera provocan además que la conductividad térmica en dirección paralela a la fibra sea del orden de entre 1,5 – 2,8 veces más elevada que la conductividad térmica en dirección perpendicular a la fibra [191], como ya se expuso en el apartado “*Propiedades térmicas*” de los antecedentes de este trabajo.

Calor específico: relación con permeabilidad, densidad y contenido de humedad

Algunos autores como Wolgast [224], [225], consideran el calor específico como constante con independencia de la especie de madera que se considere. De acuerdo con este postulado, a mayor cantidad de materia para absorber calor, menor será la velocidad de degradación térmica. Por otra parte, al ser una propiedad que se expresa por unidad de masa, será independiente de la densidad. Por tanto, el calor específico dependerá fundamentalmente de la temperatura y del contenido de humedad [191].

Como ya se vio en el apartado “*Propiedades térmicas*” de este trabajo, Dunlap propuso en 1912 una expresión en la que ofrece el valor del calor específico en función de la temperatura. Posteriormente otros investigadores realizaron ensayos e investigaciones ([138], [105], [199], [89], [162], [217], [147]) y obtuvieron expresiones similares a la postulada por Dunlap.

Wilkes [223] realizó una regresión de todas las investigaciones que se acaban de citar y obtuvo la expresión (2-63), Figura 2.54, que ofrece valores de calor específico para madera anhidra:

$$c_{p,0} = 0,003867 \cdot T + 0,1031 \quad (2-63)$$

Siendo:

$c_{p,0}$ = calor específico a temperatura T para madera anhidra (kJ/kg·°C)

T = temperatura (K)

Antecedentes

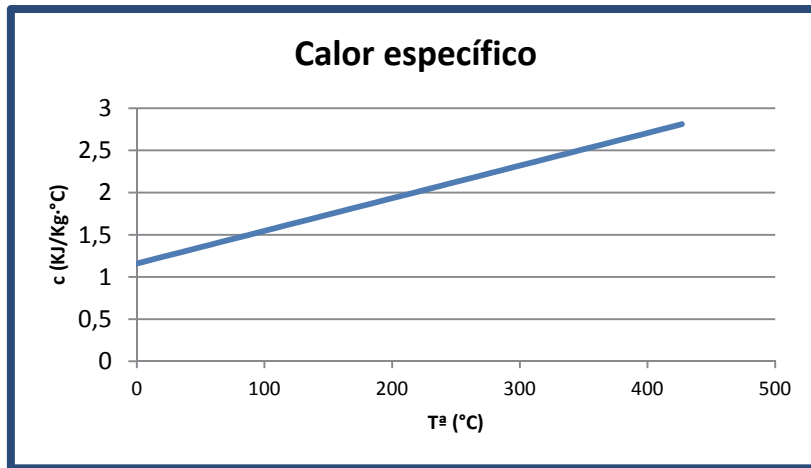


Figura 2.54. Calor específico en función de la temperatura [223]

El calor específico de la madera resulta ser superior al que cabría esperar de la mera conjunción de los componentes que la forman (básicamente celulosa, hemicelulosa y lignina) [60]. El valor más elevado del calor específico aparente se debe a la energía absorbida por las uniones del agua de constitución de la madera, presente también en la madera anhidra. El efecto de la humedad puede calcularse con la expresión (2-64):

$$c_p = \frac{c_{p,0} + 0,01 \cdot M \cdot c_{p,w}}{1 + 0,01 \cdot M} + A \quad (2-64)$$

Siendo:

c_p = calor específico de la madera con contenido de humedad M (kJ/kg·°C)

$c_{p,0}$ = calor específico de la madera para madera anhidra (kJ/kg·°C)

$c_{p,w}$ = calor específico del agua (4186 kJ/kg·K)

M = contenido en humedad (%)

A = término corrector (kJ/kJ/kg·°C)

El valor del término corrector se obtiene con la expresión (2-65) [223].

$$A = (0,0002355 \cdot T - 0,0001326 \cdot M - 0,06191) \cdot M \quad (2-65)$$

Siendo:

M = contenido en humedad (%)

T = temperatura (K)

Empleando la expresión anterior, se obtienen los valores de calor específico en función de temperatura y contenido de humedad indicados en la Tabla 2.22:

Antecedentes

Temperatura	Seco	5 %	12 %	20 %
280 K (7 °C)	1,2	1,3	1,5	1,7
297 K (24 °C)	1,3	1,4	1,6	1,8
300 K (27 °C)	1,3	1,4	1,7	1,9
320 K (47 °C)	1,3	1,5	1,8	2,0
340 K (67 °C)	1,4	1,6	1,9	2,2
360 K (87 °C)	1,5	1,7	2,0	2,3

Tabla 2.22. Valores de calor específico en función de temperatura y humedad según TenWolde [191]

Coefficiente de emisividad de madera y de llama

Tal y como se vio en el apartado “Teoría de transferencia de calor” de este trabajo, la transferencia de calor por radiación entre la llama y la madera es proporcional al coeficiente de emisividad de la madera, ε_m , y al coeficiente de emisividad de la llama, ε_f , ya que la llama radiante puede considerarse como un cuerpo radiante gris, que se aproxima al comportamiento de un cuerpo negro a medida que aumenta el grosor de la llama [32].

El Eurocódigo 1 [206] toma en consideración el coeficiente de emisividad ε , que es el producto de los dos coeficientes de emisividad citados. La simplificación se basa en pruebas experimentales de probetas sometidas a la curva normalizada tiempo-temperatura. En la literatura hay diversa información acerca de los valores de ε , de ε_m y de ε_f , que se recoge en la Tabla 2.23.

Fuente	Emisividad de la llama ε_f	Emisividad del material ε_m	Emisividad total ε
Bobacz [22]			0,6
EN 1991-1-2 [206]	1,0	0,8	0,8
Frangi [61]	0,8	0,7	0,56
Hostikka [93]		0,8-1,0	
Klingsch [102]	0,6	0,8	0,48
Kollmann [106]		0,8-0,9	
König [119]			0,56
Laplanche [127]	0,61	1,0	0,61
Povel [161]			0,56
Schneider [175]			0,5-0,7
VDI-Gesellschaft [211]	0,6-1,0	0,9	

Tabla 2.23. Valores de emisividad tomados (fuente: [52])

No obstante, las simulaciones numéricas de varios autores [156], [161] han demostrado que el valor de ε tiene relativamente poca importancia en el desarrollo de la temperatura.

Investigaciones y ensayos experimentales acerca de la tasa de carbonización de la madera y de su comportamiento mecánico en situación de incendio

Dentro de los relativamente escasos estudios realizados acerca de la combustión de la madera, la velocidad de carbonización es uno de los fenómenos que cuenta con mayor número de investigaciones.

Antecedentes

Generalmente, la velocidad o tasa de carbonización se expresa como tasa de pérdida de masa (g/s) o más comúnmente mediante la velocidad de avance del frente de carbonización desde la superficie original de la piezas hacia el interior de las mismas (mm/s). Esta última definición se ha convertido en la más usada ya que permite determinar el área residual efectiva que se usa comúnmente en los cálculos estructurales en situación de incendio.

El gradiente de temperaturas entre la zona carbonizada y la no carbonizada es relativamente empinado, y habitualmente se usa la isoterma de 300 °C como indicadora de la localización del frente de carbonización, tal y como refieren [181], [130], [84], [38], y siendo esta temperatura la que se constituye en frontera entre madera carbonizada y madera no carbonizada, aunque realmente el límite entre uno y otro material es más difuso y está entre 260 – 350 °C.

La Tabla 2.24 muestra los valores de temperatura que diversos autores proponen como indicadora del frente de carbonización:

Referencia	Especie	Temperatura del frente de carbonización (°C)
EN1995-1-2	Píce	300
Hall [85]	Píce	275-300
Hadvig [84]	Píce	300
Kollmann [106]	Píce	270
König [119]	Píce	300
Lache [125]	Píce, haya, roble	260 ±50
Mikkola [141]	Píce	350
Schaffer [173]	Píce, haya, roble	288
Thomas [192]	Píce	290

Tabla 2.24. Temperaturas del frente de carbonización consideradas por diversos autores (fuente: [52])

Aunque la velocidad de carbonización de un elemento de madera durante un incendio suele considerarse constante, dicha simplificación no suele corresponder con el comportamiento real, en el que suelen ser habitual que los valores de los primeros instantes de incendio, cuando aún no se ha formado la capa carbonizada, sean más elevados que los posteriores [159].

Hay diversas investigaciones en la literatura acerca de la velocidad de carbonización de la madera, en los que se realizan ensayos experimentales para determinar la velocidad de carbonización, y se proponen modelos de cálculo de dicha velocidad.

El ámbito geográfico en el que se realiza cada investigación determina generalmente el modelo de curva tiempo-temperatura empleado, por lo que los resultados no son comparables entre sí de modo inmediato, aun siendo las curvas similares entre sí. Las investigaciones americanas, asiáticas y oceánicas emplean la curva de exposición al fuego estadounidense definida en la norma ASTM E119 [11]; las investigaciones en Reino Unido usan la norma BS 476 [23] y las investigaciones del resto de Europa emplean la curva normalizada tiempo temperatura definida en la ISO 834 [95].

Antecedentes

La curva normalizada tiempo-temperatura indicada en la norma ISO 834 se define por la expresión (2-34) de la página 53. En cambio, la curva de la norma ASTM 119 está descrita por una serie de puntos discretos tiempo/temperatura, si bien la expresión (2-66) ofrece valores aproximados de dichos puntos [83].

$$T = 750 \cdot \left[1 - e^{-3,79553 \cdot \sqrt{t}} \right] + 170,41 \cdot \sqrt{t} + T_0 \quad (2-66)$$

Siendo:

T = temperatura para el instante t (°C)

t = tiempo (horas)

T_0 = temperatura ambiente (convencionalmente, 20°C)

Por otra parte, las temperaturas que indica la BS 476 son muy similares a las de la ISO 834, y vienen dadas por la expresión (2-67) [21].

$$T = T_0 + 345 \cdot \log(0,133 \cdot t + 1) \quad (2-67)$$

Siendo:

T = temperatura para el instante t (°C)

t = tiempo (segundos)

T_0 = temperatura ambiente (convencionalmente, 20°C)

La Tabla 2.25 y la Figura 2.55 muestran los diferentes valores de temperaturas según las tres normas citadas:

t (s)	ISO 834 (°C)	ASTM E119 (°C)	BS 476 (°C)
0	20,0	20,0	20,0
300	576,4	537,8	576,0
600	678,4	704,4	678,1
900	738,6	759,4	738,2
1200	781,4	794,4	781,0
1500	814,6	821,1	814,2
1800	841,8	843,3	841,4

Tabla 2.25. Comparativa curvas normalizadas ISO 834, ASTM 119 E y BS 476

Antecedentes

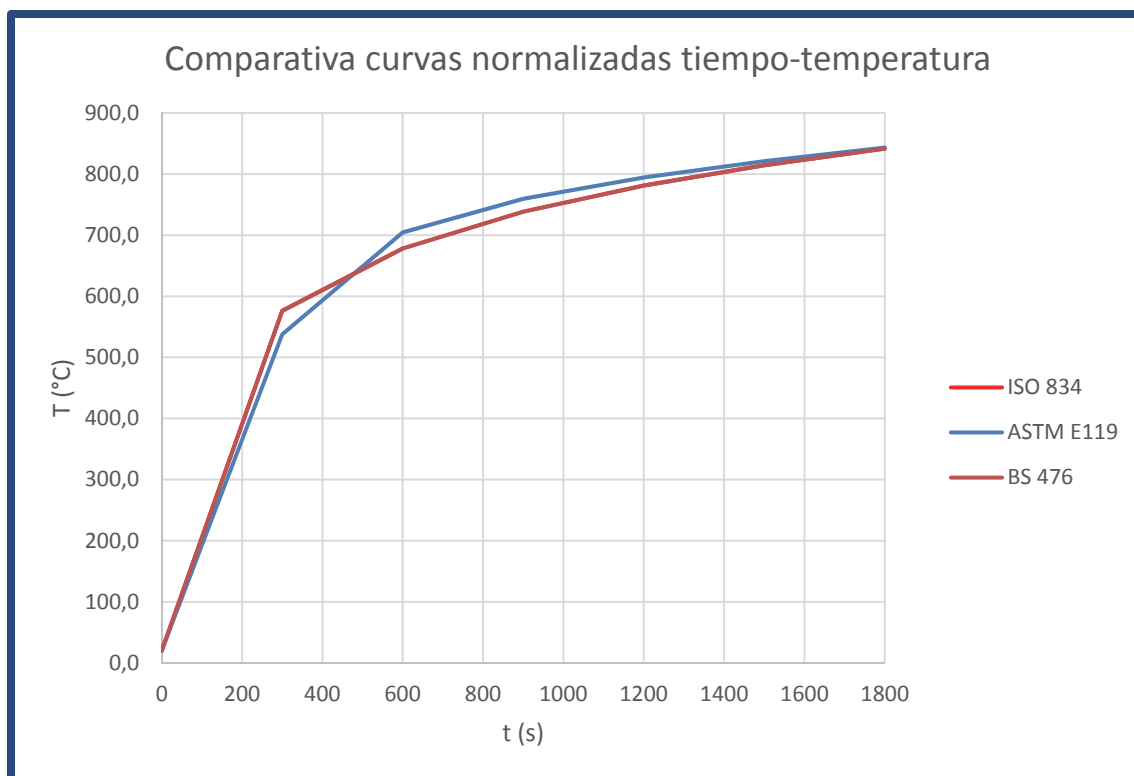


Figura 2.55. Comparativa curvas normalizadas ISO 834, ASTM 119 E y BS 476

Algunas de las investigaciones más relevantes acerca de la tasa de carbonización de la madera, y su comportamiento mecánico en situación de incendio son las que se exponen a continuación.

Schaffer [173] es el autor de uno de los primeros ensayos acerca de velocidades de carbonización, sometiendo probetas de abeto, de pino y de roble a las cargas térmicas definidas en la curva ASTM E 119. Concluyó que a mayor contenido de humedad y mayor densidad, menor velocidad de carbonización, y sus investigaciones son la base de muchos estudios posteriores en este ámbito.

White [219] en su tesis doctoral realizó una batería de 40 ensayos experimentales sobre distintas especies sometidas a la curva tiempo-temperatura definida en la norma ASTM E119, concretamente: píceas, cedro, pino, secoya, arce, chopo, roble y tilo. Concluyó que un modelo de relación no lineal entre la localización del frente de carbonización y la temperatura de incendio ofrece mejores resultados en la localización dicho frente que un modelo simplemente lineal.

La velocidad de carbonización se correlacionó por regresión con diferentes parámetros físicos y químicos, y se encontró que las dos propiedades más influyentes en la velocidad de carbonización son el contenido en humedad y la densidad. En desarrollos posteriores del modelo, halló que el factor de contracción volumétrica de la madera, cuando esta se transforma en carbón, es también muy influyente.

Antecedentes

White propone la expresión (2-68) para determinar la velocidad de carbonización.

$$m = -0,147 + 0,000564 \cdot \rho + 0,0121 \cdot u + 0,532 \cdot f_c \quad (2-68)$$

Siendo:

m = velocidad de carbonización (mm/min)

ρ = densidad anhidra (kg/m³)

u = contenido en humedad (%)

f_c = factor de contracción de la madera al convertirse en carbón, definido como el espesor de la capa de carbón al finalizar el tiempo de exposición a fuego dividido entre el espesor antes del incendio de la capa de madera que se ha carbonizado

Mikkola [142], [141] describe un modelo de carbonización de la madera, y ofrece resultados experimentales de velocidades de carbonización para algunas especies de madera y productos derivados de la madera.

Concluyó que la velocidad de carbonización se ve afectada por la densidad y el contenido de humedad de la madera; así como por el flujo de calor y la concentración de oxígeno del aire que rodea los elementos sometidos a cargas térmicas. En su trabajo define el frente de carbonización con la isoterma de 350 °C.

Mikkola ensayó probetas de madera laminada de 520 kg/m³ de densidad, las expuso a un flujo de calor de 50 kW/m² y obtuvo unos valores de velocidad de carbonización de 0,68 – 0,82 mm/min para contenidos en humedad de entre el 12 y el 20 %.

Collier [37] realizó una serie de ensayos experimentales en Nueva Zelanda en los que se marcaba los siguientes objetivos: validar los valores de velocidad de carbonización de la madera empleados en cálculo en su país (habitualmente 0,6 mm/min con independencia de la especie de que tratase); determinar los factores que influyen en la velocidad de carbonización; y comprobar si existen diferencias entre la madera procedente de Nueva Zelanda con respecto a la importada en su país.

Las conclusiones de Collier fueron las siguientes:

- Los principales factores que influyen en la velocidad de carbonización de la madera son la densidad y el contenido en humedad, tanto para madera aserrada como laminada, no encontrando diferencias significativas entre la madera procedente de Nueva Zelanda con la de otros países.
- Se observan las siguientes diferencias de comportamiento en situación de incendio en la madera laminada respecto a la madera aserrada:
 - o En madera laminada en algunos ensayos se observa mayor carbonización en las líneas de cola, lo que acaba redundando en mayor velocidad de carbonización en la dirección perpendicular a las láminas que conforman las probetas
 - o La madera adyacente a los nudos se observó que se carboniza a velocidades mayores, efecto que queda minimizado en madera laminada respecto a la aserrada.

Antecedentes

- Se observan desviaciones en los valores obtenidos experimentalmente respecto de los 0,6 mm/min comúnmente aceptados como velocidad de carbonización estándar en Nueva Zelanda en los elementos de madera de densidad inferior a 600 kg/m³ por lo que para piezas con tales valores de densidad se debería revisar dicha velocidad, proponiéndose los siguientes en función únicamente de la densidad (Tabla 2.26):

Densidad (kg/m ³) a un 12 % de contenido de humedad	Velocidad de carbonización (mm/min)
400	0,75
500	0,70
600	0,65

Tabla 2.26. Valores de velocidad de carbonización propuestos por Collier para Nueva Zelanda [37]

- Los modelos de predicción de velocidad de carbonización propuestos por White [219] arrojan resultados similares a los obtenidos en estos ensayos experimentales.

Posteriormente Buchanan [24] en una línea similar a la de Collier, propone un valor de velocidad de carbonización constante de 0,65 mm/min para maderas de densidad elevada en Nueva Zelanda.

Fornather realizó dos baterías de ensayos experimentales en años consecutivos [58] y [57] de exposición a cargas térmicas de probetas idénticas, con configuración geométrica idéntica, idéntico tiempo de ensayo (90 minutos) y bajo la misma exposición a la curva normalizada tiempo-temperatura, obteniendo diferencias en la velocidad de carbonización de aproximadamente un 18 %. El autor justifica dicha variación en el hecho de que el horno usado en una batería tiene un tipo de combustión horizontal, y en el otro caso es vertical. Esto provoca diferencias en el flujo de calor y en la cantidad de oxígeno. Knublauch [103] ya había indicado que los resultados de la velocidad de carbonización sobre una misma probeta pueden presentar diferencias de hasta el 20 % en distintos ensayos. Esto se justifica por las diferencias en hornos empleados, equipos de medición y control, materiales empleados en la elevación de temperatura, etc. Esto explica las diferencias observadas en los resultados de unos y otros investigadores existentes en la literatura.

Njankouo, Dotreppe y Franssen [149] realizaron un estudio de las velocidad de carbonización en frondosas tropicales, aunque sus resultados indicaron que el método empleado podría ser usado para determinar velocidades de carbonización tanto de frondosas como de coníferas.

Usaron un horno de gas en el que las probetas eran sometidas a unas temperaturas a lo largo del tiempo conformes a la curva normalizada tiempo-temperatura que indica la norma ISO 834. Se ensayaron siete especies tropicales distintas, con densidades desde 400 a 1000 kg/m³, y el frente de carbonización se consideró alcanzado en cada punto geométrico de la probeta cuando el termopar correspondiente alcanzaba una temperatura de 300 °C.

Los resultados fueron de 0,36 mm/min a 0,71 mm/min, demostrando que la densidad de la madera afecta significativamente a la velocidad de carbonización y que los valores recomendados en el Eurocódigo 5 para maderas de alta densidad son conservadores.

Antecedentes

Frangi y Fontana [65] realizaron una serie de ensayos sobre vigas de madera laminada de píceas, de varias duraciones (entre 30 y 110 minutos), sometidas en horno de gas a la curva de temperaturas definida en la curva ISO 834.

Las velocidades de carbonización obtenidas oscilan entre 0,67 y 0,70 mm/min, en concordancia con los valores propuestos en el Eurocódigo 5. Los ensayos confirman que la simplificación del Eurocódigo 5 al considerar velocidad de carbonización constante es adecuada, excepto para secciones residuales inferiores a 40 - 60 mm, ya que a partir de secciones de esas dimensiones, al reducirse éstas la velocidad de carbonización aumenta.

Cederling [29], [30], ensayó 287 probetas de madera laminada de píceas en horno de gas, sometiéndola a la curva térmica definida en la ISO 834 durante 60 minutos, buscando relacionar la tasa de carbonización con el contenido en oxígeno del horno y con el contenido en humedad de la madera. Concluyó que ambos parámetros afectan a la velocidad de carbonización, aunque el efecto es pequeño. Los resultados obtenidos fueron unas velocidades de carbonización de entre 0,53 y 0,87 mm/min, siendo tanto la media como la moda de 0,67 mm/min, para ensayos con contenidos en oxígeno en el horno de entre el 4 y el 10 % y contenidos de humedad en las probetas de entre el 6 % y el 18 %. Las conclusiones que obtuvo son:

- incrementar el contenido de oxígeno en el horno de un 4 % a un 10 % supone un aumento de 0,05 mm/min en la velocidad de carbonización.
- una disminución en el contenido en humedad del 18 % al 6 % supone un aumento en la velocidad de carbonización de 0,06 mm/min.

No obstante la propia autora de la investigación matiza e incluso pone en cuestión esta segunda conclusión, acerca del poco efecto de la variación de humedad en los resultados obtenidos, ya que en la metodología que siguió se ensayaron probetas con distintos contenidos de humedad en el mismo horno y al mismo tiempo, lo que en su opinión pudo provocar un reparto de humedad vaporizada en todo el volumen del horno.

Babrauskas [17] realizó una serie de ensayos experimentales en condiciones de “*incendio severo*” en elementos de madera en estancias simulando habitáculos de un edificio, buscando obtener valores de velocidad de carbonización de la madera en un escenario más desfavorable que los ensayos normalizados que habitualmente se realizan en hornos de gas. Los resultados obtenidos fueron similares a los obtenidos en hornos de ensayo normalizados: velocidades de carbonización de entre 0,5 y 0,8 mm/min. Por tanto, el autor concluye que las velocidades de carbonización en un escenario real no exceden los valores obtenidos en ensayos normalizados.

Yang Lihong *et al.* [227] proponen un modelo predictivo de la velocidad de carbonización en función del flujo de calor y de la densidad de la madera, obtenido por regresión lineal, en modelos de tiempo-temperatura cuyo flujo de calor no es constante en el tiempo, y que por tanto no se ajustan a las curvas normalizadas tiempo-temperatura habituales del tipo ASTM 119 E ni ISO 834

Otras investigaciones relevantes acerca de la velocidad de la carbonización de la madera son las realizadas por König [115], Landrø [126] y Dorn [47].

Antecedentes

En su tesis doctoral, Carsten Erchinger [52] hace una revisión bibliográfica de distintos valores de velocidad de carbonización para píceas presentes en la literatura (Tabla 2.27).

Fuente	Densidad (kg/m ³)	Contenido en humedad (%)	Velocidad de carbonización (mm/min)
Collier [37]	400-600	12	0,65-0,75
Dorn [47]	430-530	12	0,66
Fornather [57]	456	12	0,66
Fornather [58]	462	12	0,55
Frangi [65]	340-500	8-16	0,67-0,70
Harada [87]	410	10	0,67
König [119]	470-480	12	0,6-0,7
Lache [125]	433	8	0,71
	458	20	0,63
Ligens [133]	400-510	12	0,67-0,80
Njankouo [149]	421	13	0,71
Mikkola [141]	490	10	0,56-1,02
	490	20	0,60

Tabla 2.27. Distintos valores de velocidad de carbonización para píceas presentes en la literatura (fuente: [52])

Investigaciones y ensayos experimentales acerca del comportamiento mecánico de uniones en situación de incendio

No se han encontrado en la literatura investigaciones acerca del comportamiento de uniones carpinteras en situación de incendio, sin embargo sí existen algunos trabajos acerca del comportamiento de uniones con clavija en situación de incendio. Muchos de esos estudios proponen finalmente un modelo de predicción de su comportamiento por métodos numéricos. Estos trabajos se abordarán en el apartado siguiente, citándose a continuación un par de investigaciones que no abordan el desarrollo de modelo numérico alguno.

Peter Moss [144] realizó en la Universidad de Canterbury una serie de ensayos experimentales sobre uniones empernadas de elementos de madera laminada de pino radiata en situación de incendio. Se trata de uniones acero-madera-acero, madera-acero-madera y madera-madera-madera con un perno pasante.

En sus ensayos experimentales estas uniones se van calentando a temperatura constante durante varias horas, y a continuación se cargan mecánicamente hasta producir el fallo. Las cargas que provocan el fallo se emplean para determinar la resistencia de la unión a varias temperaturas, en un rango que va de la temperatura ambiente hasta los 300 °C. Estas resistencias dependientes de la temperatura se usan en las ecuaciones de Johansen para buscar predecir el fallo en situación de incendio.

Las principales conclusiones extraídas son las siguientes:

- una unión que falla a 40 MPa a 20°C, falla a 25 MPa cuando su temperatura es de 110 °C; a 27,5 MPa a 180 °C y a 10 MPa a 260 °C. Este aumento de resistencia entre los 110 °C y los 180 °C se debe probablemente al secado de la madera, al liberarse la pared celular del agua de constitución de la misma.

Antecedentes

- es muy difícil predecir el fallo con exactitud ya que la definición de fallo de la unión a temperaturas elevadas no está claramente establecida.

Andrea Frangi [64] realizó una extensa batería de ensayos experimentales en uniones de elementos de madera mediante placas de acero y clavos lisos sometidas a las cargas de fuego que determina la curva ISO 834.

Las probetas de madera ensayadas conforme a la norma EN-1363-1 [51] eran de madera laminada de píceas clasificadas como GL24h conforme a la norma EN 1194, excepto un ejemplar clasificado como GL36h. Las placas de acero tenían un espesor de 5 mm y los clavos un diámetro de 6,3 mm.

Las uniones no protegidas de varias placas de acero interiores unidas con clavos, diseñadas conforme al Eurocódigo 5 alcanzaron una resistencia a fuego de 30 min. Incrementando el espesor de los elementos laterales de madera y las distancias entre clavos en 40 mm se alcanzó una resistencia a fuego de 70 min.

Las mismas uniones protegidas con tableros de yeso alcanzaron una resistencia de 60 minutos.

Las uniones con placas de acero al exterior fallaron tras 12 minutos con grandes deformaciones en los clavos, debida a las altas temperaturas de las placas de acero expuestas directamente a las altas temperaturas. Aplicando pintura intumescente a las placas se consiguen tiempos de resistencia de 30 minutos.

En España, Jiménez Perís *et. al.* [98] realizaron una serie de ensayos experimentales en los que determinaron tiempos de fallo de unos sistemas constructivos de forjados y sus velocidades de carbonización.

Investigaciones y modelos numéricos acerca del comportamiento mecánico y degradación térmica de elementos de madera en situación de incendio

Edna Moura Pinto en su tesis doctoral [157] así como en varios artículos de investigación derivados de la misma [158] expone los resultados de una serie de ensayos experimentales realizados sobre probetas de *Eucalyptus citriodora* y *Eucalyptus grandis*, a las que sometió a las cargas de temperatura de la curva descrita en la norma ASTM E 119. En dichas vigas se introdujeron termopares que registraron la variación de temperaturas a lo largo del tiempo. Por otra parte, y en base a datos extraídos de la bibliografía, construyó un modelo de elementos finitos empleando el software ANSYS [5] que emulase el comportamiento de las probetas anteriormente mencionadas en situación de incendio. Sus conclusiones fueron las siguientes:

- ANSYS resulta ser una buena herramienta para el modelamiento de la dinámica de carbonización de la madera.
- La velocidad de carbonización es mayor en los primeros 10 mm de profundidad y sufre una reducción de un 30 % aproximadamente a los 30 mm de profundidad.
- Las propiedades resistentes de la madera se ven afectadas tras el ensayo, observándose una reducción de la resistencia de la madera y una mayor fragilidad.

Antecedentes

Jurgen König [113] llevó a cabo un estudio por métodos numéricos con el objetivo de determinar la sección transversal residual y las propiedades de resistencia y rigidez de vigas con sección en I sometidas a las cargas térmicas que determina la curva normalizada tiempo-temperatura descrita en la norma ISO 834. Los parámetros del modelo fueron extraídos de los valores del Eurocódigo 5 [208].

Estas vigas de sección en I se suponían integradas en estructuras de forjado con revestimientos de tablero de yeso o de productos derivados de la madera, con los huecos completamente rellenos de lana de roca o fibra de vidrio. El investigador realizó análisis de transferencia de calor empleando el software de elementos finitos SAFIR [68], y para la parte estructural del análisis desarrolló un software específico: CSTFire, escrito en Visual Basic.

La principal conclusión del estudio es el propio modelo creado, que emula el comportamiento resistente de forjados realizados con vigas en sección en I. El modelo es válido para forjados en los que el material aislante es lana de roca, y extremadamente conservador en caso de que el material aislante sea fibra de vidrio.

Simon Schnabl y Goran Turk [172] modelizaron el comportamiento de vigas de madera con una o más caras expuestas a cargas térmicas. Desarrollaron un software que predice en dos dimensiones la temperatura y la distribución del contenido en humedad en vigas de madera en situación de incendio.

El modelo consiste en ecuaciones diferenciales que simulan transferencia combinada de calor y humedad. Además, el modelo predice la formación de capa carbonizada como función de la temperatura, humedad, densidad, etc. El modelo se creó por el método de diferencias finitas, y los resultados obtenidos se compararon con las soluciones analíticas y los resultados experimentales existentes en la literatura.

El modelo se muestra en excelente concordancia con los resultados experimentales de Fredlund [69], así como con el modelo descrito en el Eurocódigo 5 [208] y con el modelo propuesto por White y Norheim [219], [220], aunque difiere sustancialmente de otros modelos.

La principal conclusión que extraen los autores es el propio modelo en sí, y que este tipo de modelos numéricos son en general apropiados para predicciones bastante acertadas del comportamiento termo-mecánico de vigas de madera en situación de incendio.

Brian Twomey [198] estudió el comportamiento de los elementos estructurales de madera de conífera en situación de incendio. Para ello se basó en el modelo de carbonización propuesto en el American Wood Council's Technical Report 10 [3], y desarrolló dos modelos unidimensionales de predicción de carbonización: uno usando el método de elementos finitos (MEF) y otro usando el método de las diferencias finitas (MDF), y validó ambos con datos obtenidos de bibliografía.

Basándose en los resultados de ambos modelos, elaboró una hoja de cálculo para predecir el tiempo de fallo de elementos estructurales de madera sometidos a situación de incendio. El modelo al ser estadounidense se basa en las acciones térmicas de la curva ASTM E119 [11].

Antecedentes

Algunas de las conclusiones destacables son que las herramientas basadas en MEF y en MDF son igualmente válidas, siendo los modelos basados en MDF fácilmente implementables en hojas de cálculo. También destaca que los modelos basados en MEF son muy sensibles a los pasos de carga temporales asumidos en el modelo, pudiendo obtenerse resultados imprecisos si no son seleccionados adecuadamente.

Andrea Frangi, Carsten Erchinger y Mario Fontana [63] elaboraron un modelo de carbonización para estructuras de forjado de madera. Este modelo se desarrolló siguiendo el método y terminología del Eurocódigo 5 [208], y se basa en un vasto análisis térmico por la metodología de los elementos finitos.

Este modelo fue desarrollado con el software de elementos finitos ANSYS, y validado con ensayos experimentales. El modelo es válido para los casos en que el fallo de la protección coincide con el principio de la carbonización del elemento protegido (típico de elementos de protección de madera o tableros derivados de la madera), y debería ser adaptado si se quiere usar en sistemas en los que el elemento de protección es tablero de yeso, donde la carbonización del elemento protegido se inicia antes del fallo del elemento de protección.

La principal conclusión extraída, además del propio modelo creado, es que cuanto más tiempo dilate el revestimiento el inicio de la carbonización del elemento protegido, mayor será el incremento en la velocidad de carbonización tras el fallo de dicho revestimiento.

Andrea Frangi y Jurgen König [66] estudiaron el efecto en las propiedades mecánicas que supone el incremento de la mayor velocidad de carbonización en la dimensión menor de secciones rectangulares de piezas de madera expuestas a acciones térmicas en tres o cuatro caras con respecto a la dimensión ancha. Para ello realizaron análisis experimentales y crearon modelos de elementos finitos empleando el software SAFIR 2007 [67].

Sus conclusiones fueron las siguientes:

- Debido a la influencia de la transferencia de calor de dos dimensiones, los ensayos experimentales de probetas sometidas a las cargas térmicas que indica la norma ISO 834 y los cálculos de transferencia de calor muestran que la carbonización en el lado estrecho de madera en secciones transversales rectangulares puede ser considerablemente mayor que la carbonización en el lado ancho.
- Tanto para elementos inicialmente protegidos como para elementos no protegidos, se demuestra que la relación entre la tasa de carbonización en la dimensión estrecha y el tiempo es no lineal.
- Con el fin de tener en cuenta el incremento en la carbonización en el lado estrecho de piezas de madera, se determinó un factor k_s . Los cálculos demuestran que la influencia de la transferencia de calor de dos dimensiones y el aumento de carbonización en el lado estrecho (es decir, el factor k_s) sobre la resistencia a momento de flexión es insignificante. Por consiguiente, este efecto puede ser despreciado, lo que facilita en gran medida el diseño a fuego de elementos de madera sometidos a este tipo de sollicitaciones.

Antecedentes

Investigaciones y modelos numéricos acerca del comportamiento mecánico y degradación térmica de uniones de estructuras de madera en situación de incendio

Las investigaciones por métodos de elementos finitos aplicados al comportamiento de uniones en estructuras de madera en situación de incendio son escasas y de muy reciente aparición, menos de diez años. A continuación se reseñan algunas de ellas.

Katerine Laplanche [128] inició la creación de un modelo por el método de los elementos finitos con la intención de desarrollar una serie de reglas simples y adecuadas para el diseño de uniones de estructuras de madera. Para ello realizó ensayos experimentales sobre uniones con uniones madera-madera con clavijas metálicas de tipo pasador, siendo las probetas de clase resistente GL28.

Las conclusiones de las primeras fases de su trabajo fueron que en uniones madera-madera de ese tipo es posible alcanzar tiempos de resistencia a fuego superiores a 30 minutos e incluso a 60 minutos si el nivel de sollicitación de los elementos resistentes es bajo (10 % - 30 % de la capacidad de carga), e incluso postula que existe cierta relación entre el nivel de sollicitación y el tiempo alcanzado antes del fallo. Construyó varios modelos de elementos finitos tomando los valores de las propiedades de la madera de la bibliografía que cita Clancy [35] y observó además que empleando los valores propuestos por Fredlund [69], éstos arrojaban resultados más cercanos a los de los ensayos experimentales.

Finalmente la investigadora elaboró un modelo de elementos finitos en tres dimensiones [127] [129] empleando el software de elementos finitos MARC [145] para simular uniones con clavija de estructuras de madera. Este modelo tiene en cuenta en el mismo el efecto de plasticidad en las proximidades de los conectores. Los modelos térmicos y termo-mecánicos fueron validados con resultados experimentales, encontrándose diferencias entre los valores medidos experimentalmente y los predichos con el modelo inferiores al 10 %.

Buscando mejorar las normas de diseño del Eurocódigo 5, se analizaron dos posibles simplificaciones: definición de la reducción de la resistencia y rigidez de la clavija en función del tiempo de incendio y variación del radio de carga para uniones con dos filas de cuatro clavijas. Los resultados muestran el efecto del espesor del elemento lateral de madera de la unión y el diámetro de la clavija. La propia autora indica que el estudio debe ser extendido a otros patrones de uniones madera-madera con clavija.

Carsten Erchinger presentó en 2006 en la novena conferencia mundial en ingeniería de la madera los primeros resultados [54] de los trabajos de investigación que le llevarían a elaborar y finalmente presentar su tesis doctoral en el año 2009 con el título *“Comportamiento simplificado de uniones acero-madera en caso de incendio”* [52]. Se trata de posiblemente el análisis más completo hasta la fecha por el método de elementos finitos del comportamiento de una unión en estructuras de madera.

Erchinger desarrolló un modelo por el método de los elementos finitos para el cálculo de uniones de madera con placas de acero en el interior y clavos. El modelo emplea como método de cálculo el de la sección reducida que propone el Eurocódigo 5 [208], y las propiedades térmicas y resistentes de la madera se consideran función de la temperatura, tomando como base para el modelo las propuestas en el propio Eurocódigo 5 [208] y afinándolas en base a los

Antecedentes

resultados de los ensayos experimentales que también se llevaron a cabo. Finalmente, se realiza una comparativa en la capacidad de carga de las probetas ensayadas experimentalmente y la capacidad de carga calculada por el método de los elementos finitos, observándose un buen acuerdo entre ellas.

El modelo de elementos finitos propuesto por Erchinger resulta especialmente interesante ya que emplea el software comercial de elementos finitos de propósito general Ansys [5], extremadamente versátil y potente, y consigue tener en cuenta en el modelo las propiedades térmicas no lineales de la madera: densidad, conductividad térmica y calor específico considerando los efectos de la pirólisis, la evaporación del contenido en humedad y las grietas en la capa carbonizada a través del empleo de valores efectivos para dichas propiedades.

Especialmente interesante es la consideración del cambio de fase de la humedad presente en la madera (de líquido a gaseoso), cuya modelización por elementos finitos en un análisis transitorio térmico de este tipo es particularmente complejo y que el autor resuelve de forma brillante con un cambio en función de la temperatura en las propiedades de entalpía efectiva del material.

En fases más avanzadas del estudio [53] pudieron obtenerse mejores resultados al validar el modelo con los resultados de los ensayos experimentales de Andrea Frangi [64].

Lei Peng y George Hadjisophocleus [155] investigaron el comportamiento de las uniones madera-acero-madera en estructuras de madera con placas de acero en el interior y unidos mediante pernos y pasadores.

Elaboraron un modelo de transmisión de calor tridimensional mediante el método de elementos finitos de la unión empleando el software comercial ABAQUS/Standard [45], tomando las propiedades de los materiales (madera y acero) de la literatura, y desarrollando una exposición a cargas térmicas en el tiempo conforme a la norma ISO 834.

Las predicciones de temperatura del modelo fueron comparadas con ensayos experimentales llevados a cabo por Ayme [16], y demostraron ser acertadas. Conocidas estas temperatura se acudió a estudios existentes en la literatura [150], [144], [143] en los que se relaciona la temperatura en la unión con un factor de pérdida de resistencia en las ecuaciones de Johansen [99] y se obtuvo concordancia con ensayos experimentales.

Los autores proponen como conclusión una fórmula que predice la resistencia de este tipo de uniones en situación de incendio teniendo en cuenta la carga, el diámetro de la clavija y el espesor del elemento lateral de madera.

Paulo Cachim [27] desarrolló un modelo por componentes de una unión con pasadores de una estructura de madera bajo carga térmica.

La originalidad de este estudio reside en las simplificaciones asumidas por el autor. En vez de realizar un modelo por métodos numéricos de tipo tridimensional, postula que es posible simplificar dicho modelo en dos componentes bidimensionales: uno en el plano perpendicular al eje del pasador y otro en el plano paralelo a dicho eje. También simplifica el modelo

Antecedentes

empleando un único pasador basándose en las investigaciones de König y Fontana [117] que concluyeron que el efecto del número de pasadores en este tipo de uniones es mínimo.

Paulo desarrolló su modelo empleando el software de elementos finitos SAFIR [67] y validándolo con los ensayos experimentales de Laplanche *et al.* [128] y Krupa *et al.* [123]. Los resultados de la investigación concluyen que el método es válido para modelizar deformaciones en función de carga aplicada en situación de incendio.

P. Rancher *et al.* [163] llevaron a cabo el que, junto con los estudios de Erchinger, se constituye en los antecedentes más completos e interesantes en cuanto a modelización mecánica y térmica por el método de los elementos finitos de uniones de estructuras de madera en situación de incendio.

En su trabajo, estos investigadores elaboraron con el software MARC [145] un modelo tridimensional de elementos finitos para investigar el comportamiento de uniones con pasadores de estructuras de madera en situación de incendio. Elaboraron un modelo mecánico y otro físico-térmico. Para el mecánico, se aplicó el comportamiento plástico de los materiales usando el criterio de Von Mises para acero y el de Hill para madera. A continuación se validaron los modelos térmico y mecánico por comparación con resultados experimentales en situación normal y en situación extraordinaria de incendio.

A partir de ese punto, el estudio se centra en el comportamiento de uniones de estructuras de madera con pasadores en situación de incendio: se consideraron uniones madera-madera (dos elementos laterales de madera y uno central de madera, unidos por pasadores) y acero-madera (dos elementos laterales de madera y uno central de acero, unidos con pasadores), con clavijas de entre 12 y 20 mm de diámetro.

Finalmente se realizó un análisis paramétrico basado en el modelo numérico para evaluar la influencia del espesor del elemento de madera en la reducción de la capacidad de carga de la unión. Esta influencia es evaluada considerando el tiempo de resistencia a fuego para deducir métodos sencillos de diseño.

Algunas de las conclusiones obtenidas fueron las siguientes:

- La predicción del tiempo de fallo de este tipo de uniones empleando estos modelos arroja unas diferencias inferiores al 10 %.
- Las predicciones de temperaturas son en general acertadas respecto a las observadas experimentalmente, aunque se observan algunas diferencias para las que en principio no se tiene justificación y se harían necesario estudios más exhaustivos.
- La teoría de Johansen [99] necesita mayor justificación para ser extendida al cálculo de uniones acero-madera en temperaturas elevadas, aunque se demostró válida para uniones madera-madera.
- Se están desarrollando más investigaciones para introducir un criterio de fallo local en el modelo 3D de elementos finitos, ya desarrollado para condiciones de temperatura ambiente que tenga en cuenta la evolución de la temperatura.

Siguiendo la línea de investigación de Rancher *et al.* [163], M. Audebert publica en 2010 su tesis doctoral [12], así como una serie de artículos en los últimos años [13], [14], [15] en los que da

Antecedentes

a conocer sus investigaciones, seguramente las más recientes en cuanto a modelización por elementos finitos del comportamiento de estructuras de madera en situación de incendio.

En estos trabajos, Audebert y sus colaboradores desarrollan un modelo tridimensional por el método de los elementos finitos para simular el comportamiento de uniones madera-madera y madera-acero con pasadores y con pernos. Elaboran dos modelos empleando el software de elementos finitos MSC-Marc [145], uno mecánico y otro térmico, usando un mallado diferente para cada uno de ellos. El tiempo de cálculo se redujo modelizando un cuarto de la unión y definiendo dos planos de simetría.

Validaron el modelo mecánico en condiciones de uso normales, sin carga térmica, empleando para ello la comparación de las curvas carga-desplazamiento resultado del modelo numérico con los resultados de ensayos experimentales llevados a cabo a tales efectos. Esta comparación revela que el modelo da resultados satisfactorios teniendo en cuenta el comportamiento global no lineal de la unión.

La distribución entre tensión perpendicular a la fibra y esfuerzo cortante está en sintonía con los fenómenos de fallo observados durante los ensayos experimentales.

El modelo térmico calcula la temperatura en las clavijas correctamente, tal como confirman satisfactoriamente los valores medidos experimentalmente en las uniones ensayadas. Las velocidades de carbonización simuladas son también precisas.

El modelo termo-mecánico, que resulta de la combinación de los dos anteriores, es usado para calcular la resistencia a fuego de la unión con varias configuraciones en cuanto a geometría y material. La comparación de las curvas tiempo-deslizamiento del modelo y de los ensayos experimentales presenta tendencias similares.

Se concluye por tanto, a la vista de que las predicciones son buenas, que la metodología es válida. Los autores proponen como líneas de investigación futura el extender esta metodología a otro tipo de uniones y a la propuesta final de una fórmula experimental sencilla que sirva a los calculistas para el diseño de este tipo de uniones en situación de incendio. Esta fórmula dependerá de los parámetros más importantes: radio de carga de la unión, espesor de los elementos laterales, y diámetro de la clavija.

Investigaciones relacionadas con el comportamiento mecánico en situación ordinaria (temperatura ambiente) de uniones carpinteras en cola de milano de estructuras de madera.

En 1999 Kreuzinger y Spengler [122] ensayaron 18 muestras de madera maciza. Durante sus ensayos comprobaron que es fundamental garantizar el rozamiento entre superficies de contacto para que la unión en cola de milano redondeada funcione adecuadamente, de no ser así el comportamiento sería muy similar al de una unión con caja y espiga. La optimización de la unión tendrá como objetivo la relación entre la altura de la espiga y la altura de la sección de la vigueta.

Posteriormente Barthel [20] simuló numéricamente los ensayos estudiando diferentes mecanismos de fallo. Concluyó que si el mecanizado es correcto y la carga se transmite por

Antecedentes

rozamiento entre los flancos de la espiga y de la caja, la carga resultante se transmite en mayor proporción a la viga principal y la tensión por tracción perpendicular se transmite uniformemente.

Hochstrate [90] ensayó 77 muestras con madera de coníferas europeas y estudió diferentes geometrías de unión y condiciones de apoyo. Una de sus conclusiones fue que el hecho de que la espiga se vaya estrechando en la dirección vertical reduce el problema de la concentración de tensiones habitual en la unión tradicional con caja y espiga.

En 2001, Zöllig [230] realizó ensayos de tracción en uniones entre vigas y viguetas, obteniendo valores medios de resistencia para el diseño de la unión.

Steiniger [187] investigó la unión comparando materiales de partida, concretamente madera reconstituida del tipo LSL ("*Laminated Strand Lumber*") y madera maciza de *Tsuga heterophylla* a cortante, y las muestras de LSL presentaron una mayor resistencia y no presentaron un modo de rotura frágil.

Dietsch [46] analizó la importancia de parámetros geométricos empleando un modelo de elementos finitos lineal y elástico. Concluye la importancia del ángulo de inclinación del flanco de la espiga cuyo óptimo en cuanto a capacidad se encuentra en ángulos inferiores a 15°. La altura óptima de la espiga en una vigueta de 200 mm fue de 120 mm.

Tannert [190] presentó en 2008 su tesis doctoral en la que realizó diferentes estudios y análisis sobre esta unión carpintera en madera aserrada de *Tsuga heterophylla*, incluyendo la realización de un modelo de elementos finitos en 3D validado mediante ensayos experimentales. Sus principales conclusiones fueron las siguientes:

- la unión es muy versátil y que a pesar de ser pensada para resistir un esfuerzo a cortante, tiene buena capacidad de resistencia a tracción y a flexión.
- es más rígida la unión con espiga simple que la doble.
- las mejores resistencias se consiguen para ángulos de los flancos entre 10° y 15° y las alturas se recomiendan en torno a 2/3 la altura de la vigueta.
- variables como contenido de humedad, densidad aparente de la madera, espesor de los anillos y su orientación no tienen una significación elevada para la determinación de la resistencia.
- los parámetros de fabricación influyen en el posterior comportamiento mecánico de la misma, modo tal que con un mecanizado más lento y sobre madera seca que no sufra variaciones de humedad antes de su puesta en obra, se asegura una mayor precisión.
- el valor del coeficiente de rozamiento es fundamental en el funcionamiento de la unión, de modo que incrementando el valor del coeficiente de rozamiento de 0,1 a 0,5 la capacidad de resistencia de la unión aumenta en un 30 %.

Azahara Soilán [183] presentó en 2011 su tesis doctoral, titulada "*Creación de modelos numéricos para el dimensionado de uniones con cola de milano entre vigas de madera estructural*". En ella realiza un modelo por elementos finitos de este tipo de unión, que valida con ensayos experimentales, para posteriormente discutir varias geometrías de la misma, para

Antecedentes

longitudes de vigueta de 2, 3 y 4,2 metros. Emplea el criterio de rotura de Tsai Wu [196] para considerar fallo. Las principales conclusiones obtenidas son las siguientes:

- La utilización de la unión en cola de milano en viguetas biapoyadas introduce en la estructura real un semi-empotramiento que reduce la flecha máxima de la vigueta entre un 6 % y un 30 % en función de la longitud de la vigueta.
- Para ángulos entre los flancos de la espiga iguales o superiores a $12'5^\circ$, en todos los casos es limitante la capacidad según el criterio de rotura de Tsai Wu.
- Predecir cargas de rotura empleando el criterio de rotura de Tsai Wu es más conservador que la aplicación de otros criterios que no consideran las tensiones de compresión perpendicular a la fibra, de tal manera que Tsai Wu detecta el fallo por entrada en plastificación del material
- La capacidad máxima de carga según criterio de Tsai Wu se obtiene para las siguientes geometrías en cada caso:
 - o Vigueta de 4,2 metros: altura 0,9 veces la viga y ángulo entre flancos de 15° .
 - o Vigueta de 3 metros: altura 0,9 veces la viga y ángulo entre flancos de $12,5^\circ$
 - o Vigueta de 2 metros: alt. 0,8 veces la viga y áng. entre flancos de 20 y $22,5^\circ$
altura de 0,7 veces la viga y ángulo entre flancos de 25°

Conclusiones a los antecedentes

- Las normativas de construcción española (Código Técnico de la Edificación) [43] y europea (Eurocódigo) [208] definen claramente:
 - o Qué se entiende por “situación de incendio”, estableciendo a qué cargas mecánicas y térmicas se ve sometida una estructura de madera en situación de incendio
 - o Qué exigencias debe cumplir una estructura de madera en situación de incendio
 - o Una metodología de cálculo para comprobar secciones de elementos de estructuras de madera en situación de incendio
- Ni el Código Técnico de la Edificación ni el Eurocódigo establecen una metodología de cálculo para comprobar uniones carpinteras en situación de incendio.
- Las propiedades térmicas de la madera (densidad, conductividad térmica, calor específico) son conocidas para algunas especies de madera, entre ellas la píce, como función de la temperatura gracias a diversos estudios existentes en la literatura.
- Los fenómenos físicos de intercambio de calor son conocidos y su magnitud cuantificable mediante leyes físicas y modelizable empleando el método de los elementos finitos.
- El fenómeno de carbonización de la madera es conocido y aunque es gradual, se considera que el cambio físico de madera a carbón se produce a una temperatura determinada, variando ésta entre los 260 °C y 350 °C según autores
- La velocidad de carbonización de la madera depende principalmente pero no exclusivamente de la densidad de la madera y de su contenido en humedad.
- La velocidad de carbonización es mayor en las zonas externas de los elementos sometidos a carga térmica, en los primeros momentos de incendio, disminuyendo después.
- A pesar de lo indicado en el punto anterior, es práctica común tomar un valor constante para la velocidad de carbonización durante toda la duración del incendio, que se determinó entre 0,4 mm/min y 1 mm/min en ensayos experimentales, siendo los más frecuentes entre 0,5 y 0,8 mm/min, y que coinciden con los valores propuestos por el CTE y el Eurocódigo 5.
- Tras un incendio, las propiedades mecánicas resistentes de un elemento de madera se ven mermadas.
- Es posible modelizar mediante software de elementos finitos la carbonización de un elemento estructural de madera, y empleando estos modelos, generalmente unidimensionales o bidimensionales, y en menos ocasiones tridimensionales, hallar la velocidad de carbonización del elemento de madera.

Antecedentes

- Es posible modelizar mediante software de elementos finitos la distribución de temperaturas en una unión en una estructura de madera en situación de incendio, existiendo en la literatura modelizaciones de uniones madera-madera con clavija de acero, o acero-madera con clavijas de acero.
- Algunos programas comerciales de elementos finitos usados con éxito en la modelación térmica descrita en el punto anterior son: ANSYS, ABAQUS/Standard, MASC-MARC en 3D y SAFIR en 2D.
- Para la correcta modelización térmica es necesario contrastar los resultados del modelo con ensayos experimentales.
- Es posible modelizar mediante software de elementos el comportamiento mecánico una estructura de madera en situación de incendio, existiendo en la literatura modelizaciones de uniones madera-madera con clavija de acero, o acero-madera con clavijas de acero.
- Algunos programas comerciales de elementos finitos usados con éxito en la modelización termo-mecánica descrita en el punto anterior son: ANSYS y MASC-MARC.
- Para la correcta modelización termo-mecánica es necesario contrastar los resultados del modelo con ensayos experimentales.
- Para la determinación de temperaturas en una unión de una estructura de madera se puede emplear exitosamente el procedimiento experimental descrito en la norma UNE-EN-1363-1 [51]
- Para la modelización por elementos finitos de la distribución de temperaturas de una unión de una estructura de madera de conífera en situación de incendio se pueden emplear los principios descritos en el anexo informativo B del Eurocódigo 5 [208], teniendo además en cuenta que:
 - o Los pasos de carga seleccionados son determinantes en el éxito de la modelización.
 - o No es necesario modelizar los contactos entre las distintas piezas, pudiéndose considerar soldadas unas piezas con otras.
 - o En algunos casos es factible reducir el tiempo de cálculo empleando modelos bidimensionales por componentes en vez de modelos tridimensionales.
 - o En algunos casos es factible reducir el tiempo de cálculo empleando planos de simetría en la modelización.
 - o Las propiedades térmicas de la madera pueden expresarse como función de la temperatura y pueden tomarse de la bibliografía.
- No se encuentran en la bibliografía datos de las propiedades térmicas de la madera laminada de castaño en situación de temperatura elevada, por lo que no es posible realizar con respaldo normativo un modelo de elementos finitos análogo al que sí es posible realizar de madera laminada de píce.

Antecedentes

- Para la modelización por elementos finitos del comportamiento mecánico de la unión en situación de incendio, un procedimiento exitoso es tomar las temperaturas que resultan del modelo anterior y aplicarlas como variable de entrada en el modelo mecánico. Debe tenerse en cuenta que al ser el modelo independiente del térmico, el mallado no tiene porqué ser el mismo.
- Se considera correcto el criterio de desplazamiento para validar el modelo numérico contra los resultados experimentales, dado que se ha comprobado que los criterios de rotura basados en condiciones de temperatura ambiente no son válidos a temperatura elevada. Serían necesarias investigaciones acerca de criterios de rotura a temperaturas elevadas para llenar este vacío.
- Los criterios de rotura tradicionales en modelización de estructuras de madera, como pueden ser el de HILL o el de Tsai Wu por métodos numéricos no son necesariamente válidos en temperaturas elevadas, si bien son usados en algunas investigaciones debido a su uso habitual a temperatura ambiente y por inexistencia de otros más adecuados.



3. Objetivos

1. Desarrollar una metodología de ensayo experimental de uniones carpinteras de estructuras de madera en situación de incendio según los preceptos descritos en la norma UNE-EN-1363-1. Empleando dicha metodología se plantean los siguientes sub-objetivos:

1.1 Determinar las temperaturas a lo largo de un incendio de los elementos que conforman una unión carpintera.

1.2 Determinar la velocidad de carbonización de los elementos que conforman una unión carpintera.

2. Desarrollar mediante el método de los elementos finitos un modelo tridimensional de degradación térmica de estructuras de madera en situación de incendio válido para distintos tipos de madera y distintos tipos de uniones. Este modelo debe además predecir el comportamiento resistente de la unión. A través de su empleo se plantean los siguientes sub-objetivos:

2.1 Determinar las temperaturas a lo largo de un incendio de los elementos que conforman una unión carpintera.

2.2 Determinar la velocidad de carbonización de los elementos que conforman una unión carpintera.

2.3 Determinar el estado tensional de los elementos que conforman la unión

2.4 Validar el modelo con los resultados obtenidos de los ensayos del punto 1.

3. Predecir las temperaturas durante un incendio de los elementos que conforman una unión carpintera para distintas geometrías de la misma, concretamente aquellas consideradas más adecuadas desde un punto de vista de resistencia mecánica en la literatura.

4. Determinar que parámetros son más influyentes en el comportamiento mecánico de la unión en cola de milano en situación de incendio.

4. Material y métodos

Material

Los materiales utilizados pueden agruparse en dos conjuntos: los empleados en los ensayos experimentales y los usados en la realización de los modelos de elementos finitos.

Ensayos experimentales

Para la realización de los ensayos experimentales se empleó el siguiente material:

- 1 probeta de madera laminada de píce (Picea abies), de forma prismática, con las siguientes dimensiones: 100 mm de ancho x 200 mm de alto x 400 mm de largo.

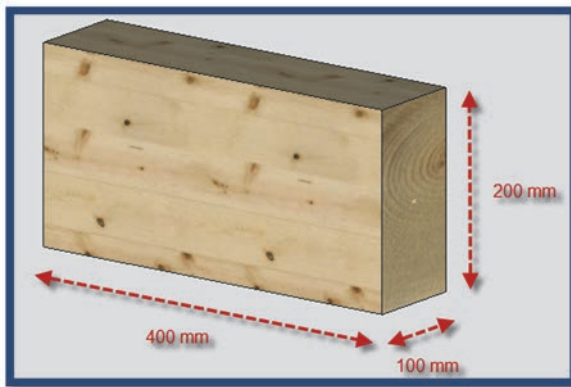


Figura 4.1. Probeta prismática de madera laminada de píce (diseño CAD)

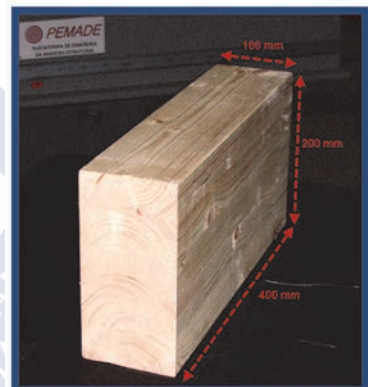


Figura 4.2. Probeta prismática de madera laminada de píce

- 3 probetas de madera laminada de píce, conformando cada una de ellas la sección de viga que recoge a dos viguetas, poseyendo por tanto dos mortajas en las que se encaja la espiga en forma de cola de milano de las correspondientes viguetas. Tienen las siguientes dimensiones: 200 mm de ancho x 320 mm de alto x 340 mm de largo.

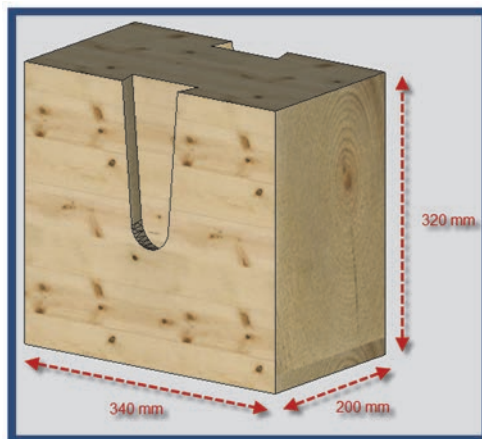


Figura 4.3. Probeta de madera laminada de píce de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas (diseño CAD)

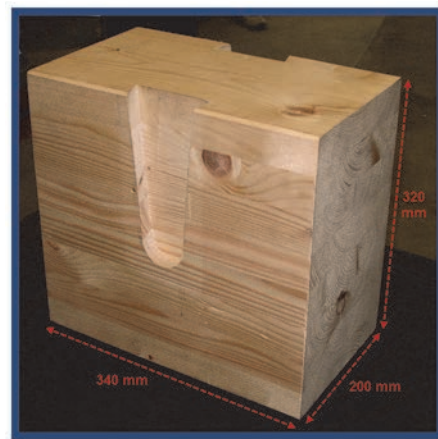


Figura 4.4. Probeta de madera laminada de píce de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas

Material y métodos

- 6 probetas de madera laminada de píceas, conformando cada una de ellas el extremo de las viguetas que se apoyan en las vigas referidas en el punto anterior. Para ello llevan en el extremo mecanizadas las correspondientes espigas en forma de cola de milano. Dimensiones: 100 mm de ancho x 200 mm de alto x 120 mm de largo.

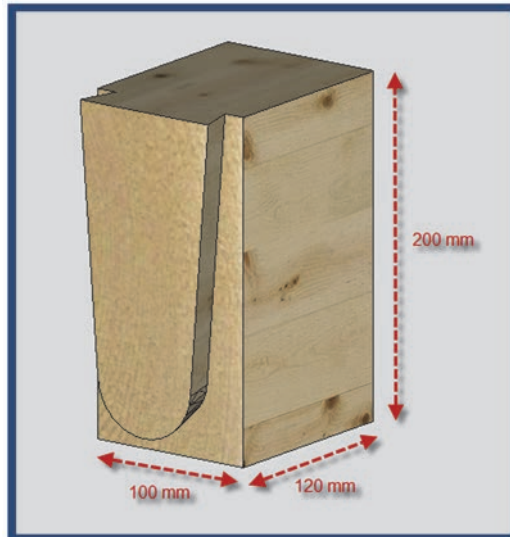


Figura 4.5. Probeta de madera laminada de píceas de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo (diseño CAD)

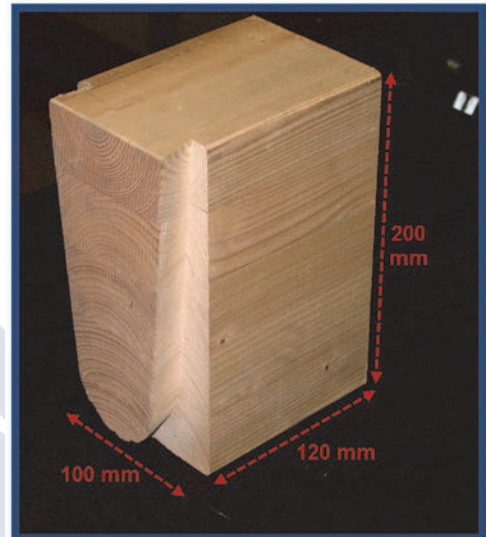


Figura 4.6. Probeta de madera laminada de píceas de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo

- 1 probeta de madera laminada de castaño, conformando la sección de viga que recoge a dos viguetas, poseyendo por tanto dos mortajas que reciben a las espigas de las correspondientes viguetas. Tienen las siguientes dimensiones: 200 mm de ancho x 250 mm de alto x 340 mm de largo.

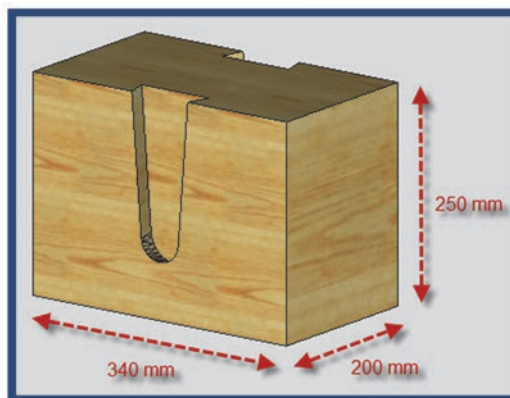


Figura 4.7. Probeta de madera laminada de castaño de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas (diseño CAD)

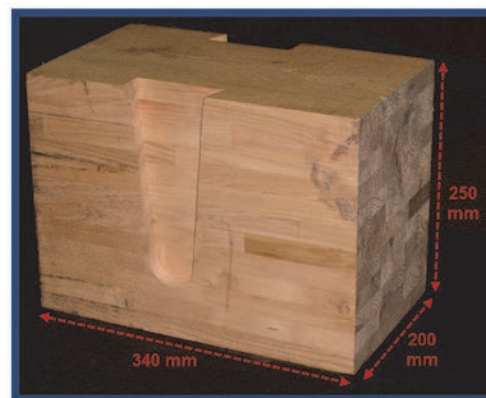


Figura 4.8. Probeta de madera laminada de castaño de sección de viga con mortajas talladas que reciben a las viguetas

Material y métodos

- 2 probetas de madera laminada de castaño, conformando cada una de ellas el extremo de las viguetas que descansan en la viga referida en el punto anterior. Para ello llevan en el extremo mecanizadas las correspondientes espigas en forma de cola de milano. Dimensiones: 200 mm de ancho x 250 mm de alto x 120 mm de largo.

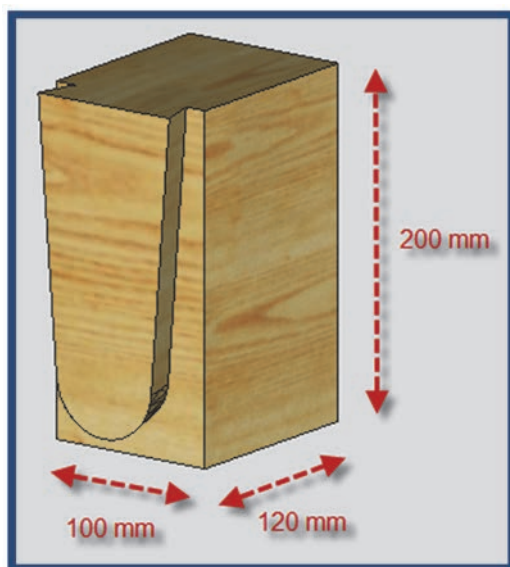


Figura 4.9. Probeta de madera laminada de castaño de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo (diseño CAD)

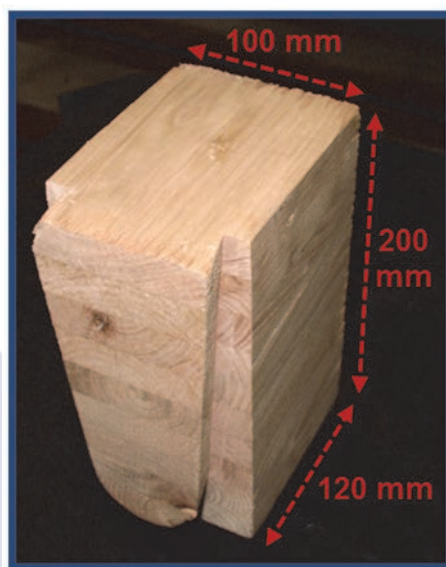


Figura 4.10. Probeta de madera laminada de castaño de sección de vigueta con espiga tallada en un extremo

Los parámetros geométricos que definen las uniones de las colas de milano, conforme a la notación indicada en el apartado “La unión en cola de milano redondeada” del capítulo de antecedentes, se indican en la Tabla 4.1.

Parámetro	Definición	Valor
P	Profundidad de la espiga de la cola de milano	26 mm
SP	Distancia de la cara externa de la espiga (testa de la espiga) a la pared interna de la mortaja	2 mm
BTESTASUP	Anchura de la parte superior de la espiga en el plano de la testa de la vigueta (zona de unión espiga-vigueta)	75 mm
BTESTAINF	Anchura de la parte inferior recta de la espiga en el plano de la testa de la vigueta (zona de unión espiga-vigueta)	45 mm
TRAZANEG	Distancia en vertical desde la base de la espiga hasta la cara inferior de la vigueta	20 mm
MORTAJA	Distancia desde la base de la espiga de la vigueta hasta la base de la caja de la viga	5 mm
ALTESPIGA	Coficiente que se obtiene dividiendo la altura de la espiga en el plano de la testa de la vigueta entre la altura de la vigueta	0,9
K	Ángulo que forman entre sí los flancos de la espiga en el plano de la testa de la vigueta	9,5°
HOLGURA	Distancia entre la testa de la vigueta y la cara de la viga en la que se apoya	0 mm

Tabla 4.1. Valores de los parámetros geométricos que definen las uniones de las colas de milano que se ensayaron experimentalmente

Material y métodos

- Flexómetro.
- Calibre.
- Lápiz y cuaderno.
- Xilohigrómetro.



Figura 4.11. Xilohigrómetro

Se trata de un humidímetro electrónico de la marca Gann, modelo Hydromette RTU 600. Sus características principales son las siguientes:

- o Dimensiones: Altura 180 mm x anchura 115 mm x profundidad 53 mm (sin contar el electrodo).
- o Peso aprox. 390 g (sin contar el electrodo).
- o Rango de medición: humedad de las maderas de 4 % a 100 % por el método de medición de la resistencia.
- o Precisión: 0,1 %.
- o Equipado con un electrodo hincable modelo M 18, específico para mediciones profundas en maderas gruesas y duras.



Figura 4.12. Electrodo hincable de xilohigrómetro

- o El electrodo puede equiparse con puntas intercambiables sin aislamiento de 40 y 60 mm de longitud.
- Horno de laboratorio para el ensayo de materiales contra el fuego.
Se trata de un horno modelo HLOILAT 1M3. Sus características principales son las siguientes [94]:

Material y métodos

- Dimensiones del interior: 1.000 mm x 1.000 mm x 1.000 mm.
- Potencia nominal mínima: 0 Kcal/h.
- Potencia nominal máxima: 30.000 Kcal/h.
- Temperatura máxima: 1.200 °C.
- Combustible: gasoil.
- Techo y puerta desmontable.
- Control por ordenador con pantalla táctil.



Figura 4.13. Horno de ensayos HLOILAT

- Taladro de columna.
- Pasta termoaislante.
- Cinta adhesiva.
- Tirafondos termorresistentes de 5 mm de diámetro y 100 mm de longitud.
- Barra de metal termorresistente.

Se trata de una barra metálica de sección rectangular, con las siguientes dimensiones: 70 mm de anchura x 20 mm de altura x 1700 mm de longitud.

En su zona central tiene 5 perforaciones perpendiculares a su eje longitudinal, separadas entre sí 25 mm (Figura 4.14).

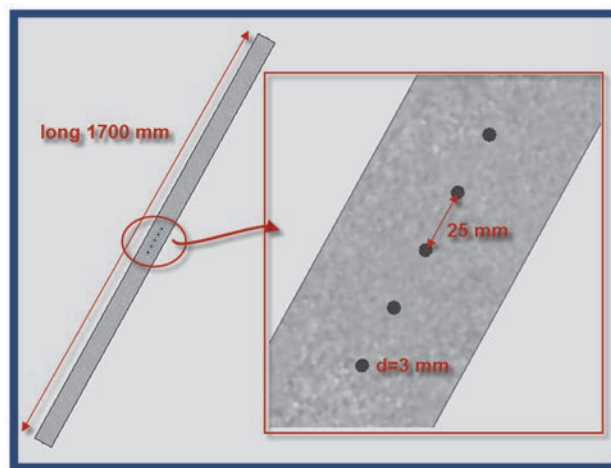


Figura 4.14. Barra metálica para suspensión de probetas (diseño CAD)

- Termopares tipo K, con sus correspondientes módulos de adquisición de datos y software de recogida de datos.

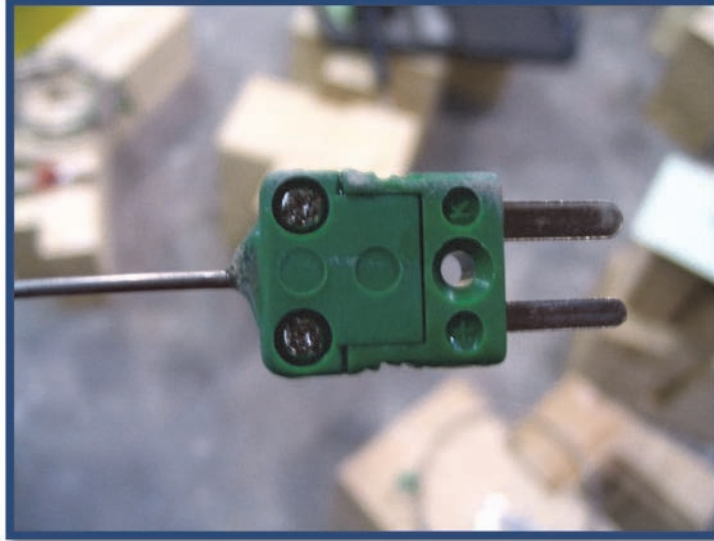


Figura 4.15. Extremo de termopar tipo K

Concretamente se emplearon 15 termopares con las siguientes características:

- Tipo K, de cromel (níquel-cromo) y alumel (níquel-aluminio).
- Calibre de cada termopar: 14 AWG (American Wire Gauge), lo que equivale a 1,63 mm de diámetro y 2,08 mm² de sección.
- Rango de temperaturas: 0 °C a 1090 °C.
- Precisión: 1,5 °C hasta 375 °C y 0,4 % por encima de 375 °C.
- Los termopares van conectados a un módulo receptor de datos, que a su vez se conecta a un PC que registra las lecturas con un software adecuado a tal fin.

Ensayos virtuales (modelo de elementos finitos)

Para la realización de los ensayos de combustión virtuales se construyeron una serie de modelos térmicos y mecánicos por el método de los elementos finitos.

Por tanto, los materiales empleados en esta parte de la investigación, además de material de oficina técnica, son fundamentalmente de tipo informático:

- hardware: debido a la prolongación en el tiempo de la realización del trabajo, y la velocidad con que aumenta la potencia de los ordenadores en el mercado, se emplearon distintos equipos, todos ellos de arquitectura PC compatible, cada vez más potentes. Desde el limitado Intel Core 2 Duo E6300 con 1024 Mb de RAM en el que se lanzaron los primeros modelos en el año 2007 hasta un potente Intel i7 con 8192 Mb de RAM en el que se lanzaron los modelos en 2012, pasando por un portátil Sony Vaio que monta un Intel Core 2 Duo P880 y 2 Gb de RAM con el que se trabajaba en los momentos en que se necesitaba movilidad.

Material y métodos

- software: siempre se trabajó en entorno Windows, con las distintas versiones que salieron al mercado (Windows XP, Windows Vista, Windows 7) y arquitectura de 64 bits a partir de 2009.

- como software de elementos finitos, se evaluaron varias opciones:

ANSYS Mechanical APDL: primer candidato debido a la experiencia en el uso de este programa que el grupo de investigación de la USC en el que se encuadra esta tesis poseía.

- Ventajas: robusto, versátil, extremadamente potente, teoría de transferencia de calor implementada completamente, permite análisis térmico transitorio, mucha experiencia en su uso por parte del director de tesis.
- Desventajas: curva de aprendizaje empinada, escasa documentación bibliográfica acerca de su uso en modelización térmica de estructuras de madera.

ANSYS Workbench: evolución natural de ANSYS Mechanical.

- Ventajas: realmente ANSYS Mechanical es un *front-end* para ANSYS Mechanical integrándolo además con otros módulos (un programa específico de CAD/CAM -*Design Modeler*-, aplicaciones específicas de mallado -*ICEM*, *TurboGrid*-, post-procesado, etc.) y permite además usar todos los comandos de ANSYS Mechanical.
- Desventajas: inexistente documentación bibliográfica acerca de su uso en modelización térmica de estructuras de madera. Está en actual desarrollo, por lo que no siempre está claro qué posibilidades tiene implementadas y cuales no, siendo necesario recurrir a comandos de Ansys Mechanical APDL. la documentación de soporte del programa pierde vigencia cada pocos meses.

ABAQUS/Standard: considerado tras encontrar en la revisión bibliográfica investigaciones en las que fue usado con éxito en modelizaciones térmicas de estructuras de madera.

- Ventajas: muy versátil y potente, permite análisis transitorio térmico, ampliamente documentado, uso extendido en el mundo académico.
- Desventajas: curva de aprendizaje acusada debido a las numerosas posibilidades que ofrece, inexperiencia en el uso del mismo.

SOLIDWORKS Simulation: considerado tras los primeros fracasos en construir un modelo con ANSYS debido a problemas de convergencia.

- Ventajas: manejo relativamente sencillo, módulo de geometría potente, versátil y sencillo, uso ampliamente difundido y documentado.

Material y métodos

- Desventajas: posibilidades limitadas en análisis térmico transitorio, al no permitir definir distintas duraciones y otros parámetros en los pasos de carga en el análisis transitorio térmico.

RANGE: software poco conocido, descubierto casualmente al indagar en la red acerca de software comercial de transferencia de calor empleando el método de los elementos finitos que fuese de uso sencillo.

- Ventajas: muy económico, muy sencillo de usar.
- Desventajas: demasiado limitado en cuanto a prestaciones, no cumpliendo lo necesario para el análisis que se quería realizar.

SAFIR: desarrollado por la Universidad de Lieja, realmente no llegó a ser considerado, y se menciona aquí ya que es el empleado por algunos de los investigadores franceses citados en la bibliografía.

Finalmente el software empleado fue ANSYS. Hasta el año 2009 se empleó Ansys Mechanical, y a partir de ese momento Ansys Workbench.

Metodología

Esquema metodológico general

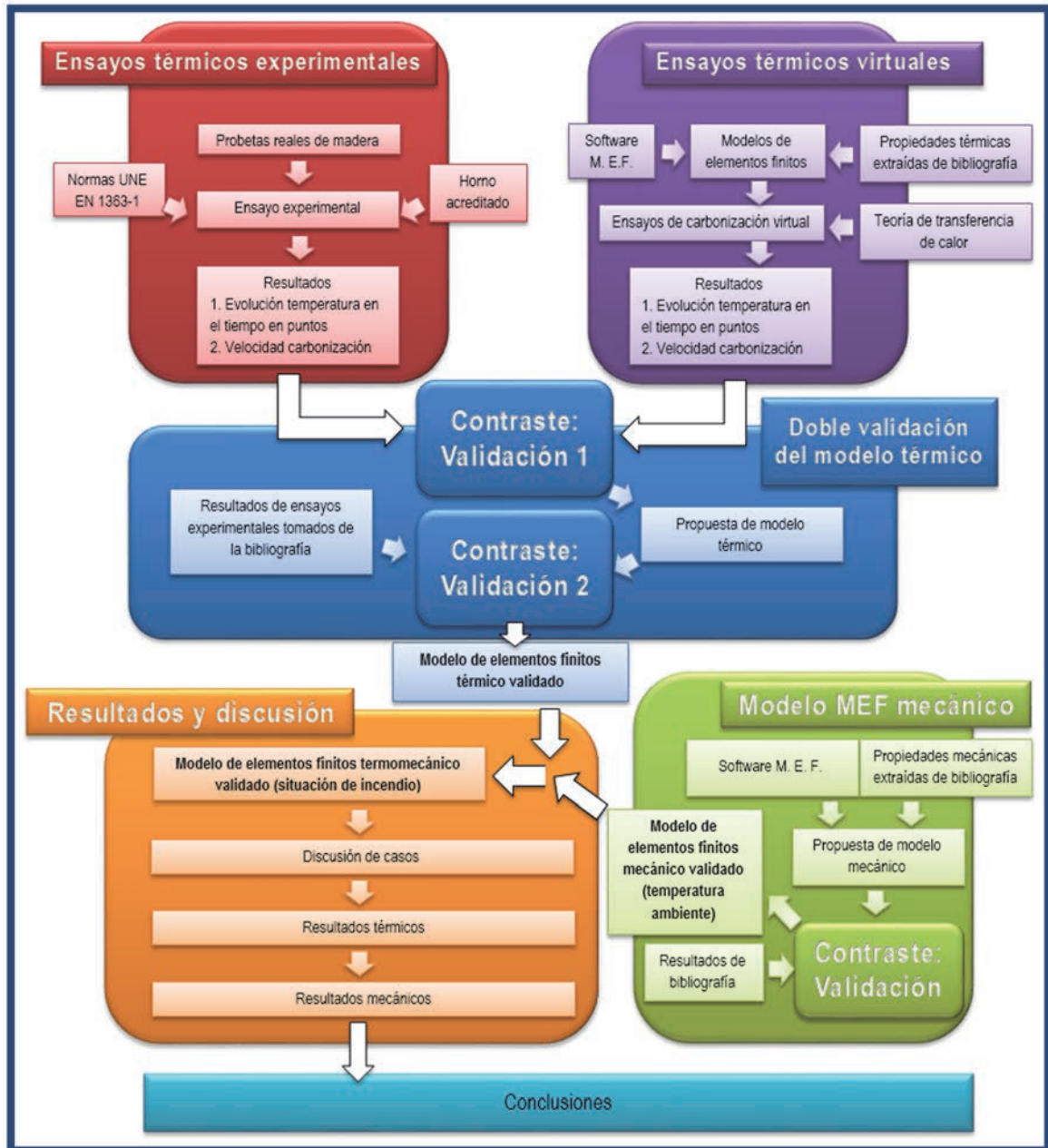


Figura 4.16. Esquema metodológico general

Material y métodos

A continuación se describe cual fue la metodología empleada en este trabajo.

Se realizaron ensayos experimentales térmicos sobre probetas reales de madera laminada de castaño y de píceas que estaban ensambladas con uniones carpinteras en cola de milano. Estos ensayos se realizaron en un horno acreditado y cumpliendo las premisas que indica la norma UNE EN 1363-1 [200], empleando una metodología desarrollada *ad hoc* [167]. Como resultado, se obtuvieron las velocidades de carbonización de las piezas así como las evoluciones de la temperatura a lo largo del tiempo en determinados puntos geométricos de las piezas en los que se introdujeron termopares.

Por otra parte, empleando el software comercial de elementos finitos ANSYS Workbench se creó un modelo de elementos finitos con la misma geometría que las piezas ensayadas experimentalmente. Las propiedades del material se tomaron de la bibliografía. Aplicando la teoría de transferencia de calor, dichas piezas fueron sometidas a las mismas acciones térmicas que las piezas ensayadas experimentalmente. Se obtuvieron como resultados las distribuciones de temperaturas a lo largo del tiempo en las piezas, registrándose como datos de especial interés las temperaturas en los mismos puntos geométricos que en las piezas ensayadas experimentalmente. También se halló la velocidad de carbonización de las piezas.

Se contrastaron los resultados de las probetas virtuales con los de las probetas ensayadas experimentalmente, y se fueron ajustando los parámetros del modelo de elementos finitos hasta que los resultados del mismo se aproximaron a los del ensayo experimental, validando provisionalmente el modelo. Posteriormente, se valida ese modelo contra los resultados de ensayos existentes en la bibliografía y sobradamente acreditados por otros investigadores, con lo que el modelo térmico se considera definitivamente validado.

Por otra parte, se elaboró empleando el software comercial de elementos finitos ANSYS Workbench un modelo de elementos finitos que simulase el comportamiento mecánico a temperatura ambiente de una unión en cola de milano con la misma geometría que la del modelo térmico ya validado. Este modelo mecánico se validó contra ensayos experimentales existentes en la literatura.

Aplicando los resultados de temperatura del modelo térmico al modelo mecánico se obtuvo un modelo termo-mecánico de elementos finitos de una unión en cola de carpintero. Sobre este modelo se discutieron distintas geometrías de la unión, obteniéndose unos resultados de los que se extrajeron unas conclusiones.

Ensayos experimentales térmicos

Se realizaron 5 ensayos experimentales, con una duración programada de 30 minutos de duración cada uno. La Tabla 4.2 recoge la denominación y descripción de dichos ensayos.

Código del ensayo	Descripción del o los elementos ensayados
PB01	Probeta prismática de píceá laminada
C01	Tres probetas de castaño laminado ensambladas mediante dos uniones en cola de milano
P02	Tres probetas de píceá laminada ensambladas mediante dos uniones en cola de milano
P03	Tres probetas de píceá laminada ensambladas mediante dos uniones en cola de milano
P04	Tres probetas de píceá laminada ensambladas mediante dos uniones en cola de milano

Tabla 4.2. Ensayos experimentales realizados

El ensayo P03 hubo de ser interrumpido a los 15 minutos por fallo en la sujeción de la probeta a la parte superior del horno, debido al empleo de tirafondos que no eran termorresistentes.

A continuación se describe el procedimiento seguido para la realización de los ensayos, distinguiéndose por un lado el ensayo de la pieza de geometría sencilla (PB01) y por otro lado la metodología seguida en los ensayos de piezas ensambladas con unión en cola de milano, siendo para estos últimos la misma en todos los casos.

Ensayos experimentales de probeta de geometría prismática

La metodología seguida en este ensayo fue descrita por vez primera en [166].

Se realizó un ensayo de carbonización de una probeta prismática de madera de píceá laminada de 400 mm de largo x 100 mm de ancho x 200 mm de alto.

La probeta fue suministrada por la empresa ourensana Maderas Rubén.

En primer lugar se acondicionó la probeta para que adquiriera una humedad del 12 %, con una tolerancia de dos grados porcentuales.

En la sección transversal media de la probeta (Figura 4.17) se practicaron, en la cara superior de la pieza, seis perforaciones por las que se introdujeron unos termopares que registrasen la evolución de la temperatura a lo largo del tiempo.

Material y métodos

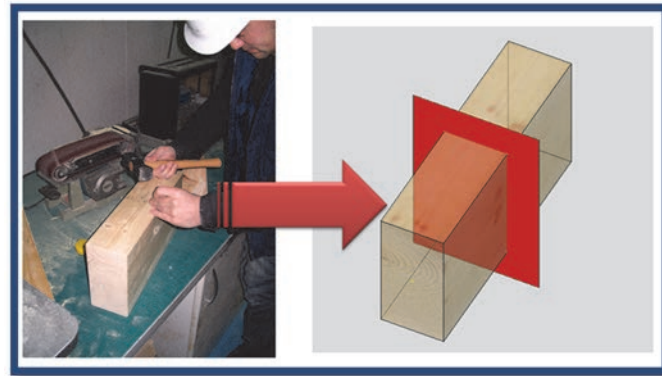


Figura 4.17. Marcado de los puntos en los que se practicarán los taladros

Los termopares se identificaron con los números 14, 15, 16, 17, 18, y 19 (Figura 4.18).

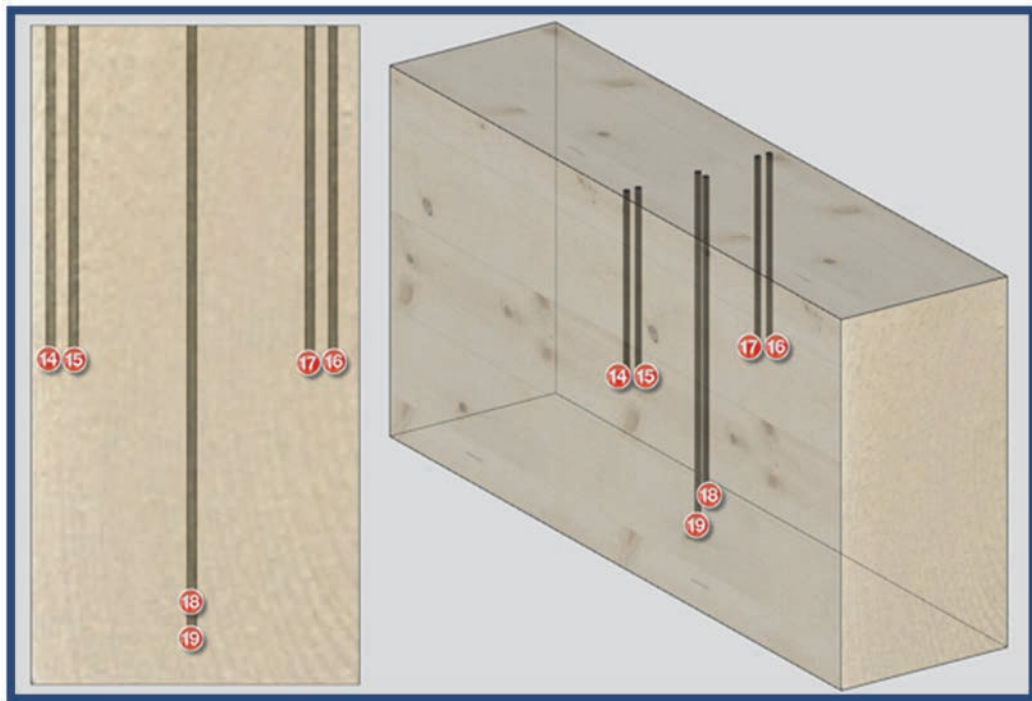


Figura 4.18. Identificación en sección y en vista axonométrica de los extremos de los termopares.

Los termopares se ubicaron de modo que quedasen a una distancia determinada de la cara exterior más próxima de la pieza (Tabla 4.3).

Termopar	Distancia a la cara exterior de la pieza más próxima (mm)
14	7
15	14
16	7
17	14
18	28
19	14

Tabla 4.3. Distancias de los termopares a la cara exterior más próxima en el ensayo experimental de probeta de geometría prismática

Material y métodos

Una vez introducidos los termopares en las perforaciones, se cubrió la parte superior de la probeta con una pasta termoaislante y posteriormente con una capa de 3 cm de espesor de un material también termoaislante (Figura 4.19).



Figura 4.19. Preparación de la probeta de geometría prismática

La probeta se suspendió de la parte superior del horno de ensayos, simulando una viga de forjado, de modo que recibiese ataque térmico en tres de sus caras (Figura 4.20).

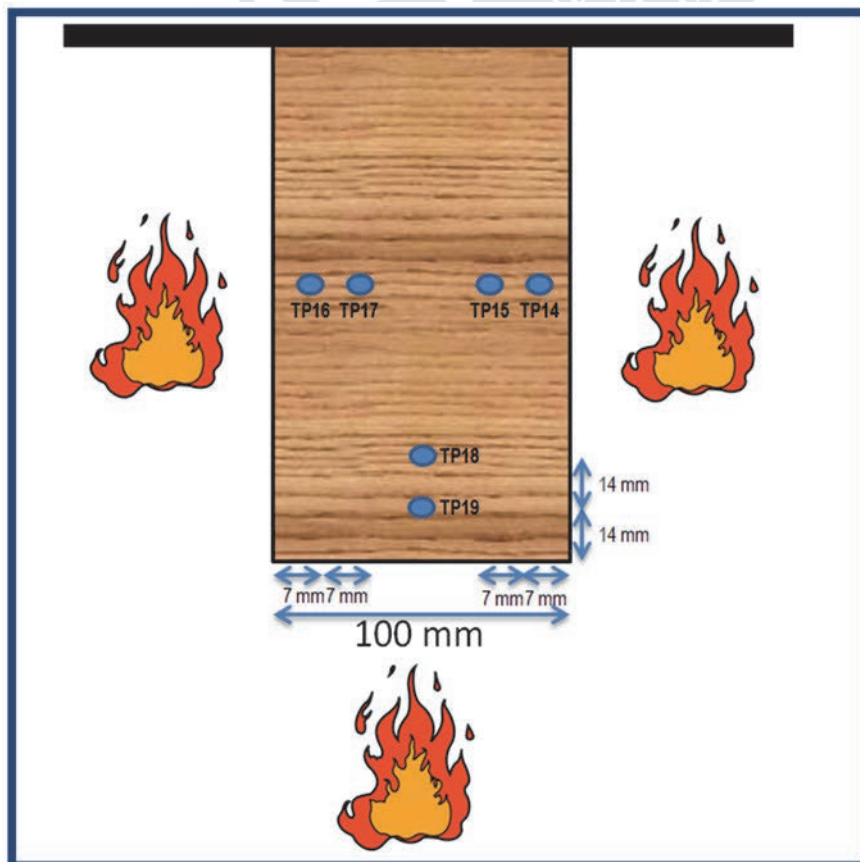


Figura 4.20. Colocación de la probeta en el horno, ubicación de los termopares e identificación de las caras sometidas a ataque térmico

Material y métodos

A continuación se cerró el horno, se conectaron los termopares al hardware de captación de datos, y se lanzó el ensayo propiamente dicho. Durante 30 minutos, la temperatura del horno fue la definida en la curva ISO 834 (Figura 2.28, página 53). Durante ese tiempo, el software al que estaban conectados los dispositivos de captación de datos de los termopares iba registrando a intervalos de 0,1 segundos la temperatura en los 6 termopares.



Figura 4.21. Desarrollo del ensayo experimental: control del software y de los termopares

Transcurridos los 30 minutos, se abrió el horno, se aplicaron chorros de agua para detener la combustión de la probeta, se retiró la misma del horno y se sumergió en un recipiente con agua fría.



Figura 4.22. Acondicionamiento de la probeta tras el ensayo aún con los termopares colocados

Material y métodos

Una vez la probeta hubo adquirido temperatura ambiente, le fue retirada la capa termoaislante y los termopares.



Figura 4.23. De derecha a izquierda: vista en planta, vista en perpendicular al eje longitudinal, y en paralelo al eje longitudinal, de la probeta prismática tras el ensayo

Días después, con la probeta acondicionada a temperatura ambiente y con la humedad en el punto de equilibrio higroscópico, se le retira la capa carbonizada, obteniéndose la sección residual.

Empleando un calibre se midió la sección residual. Restando este valor de la sección inicial, se obtuvo la profundidad carbonizada, y dividiendo esta entre la duración del incendio (30 minutos) se calculó la velocidad de carbonización. La medición de la sección residual se realizó en 5 puntos distribuidos de forma regular a lo largo de la pieza.

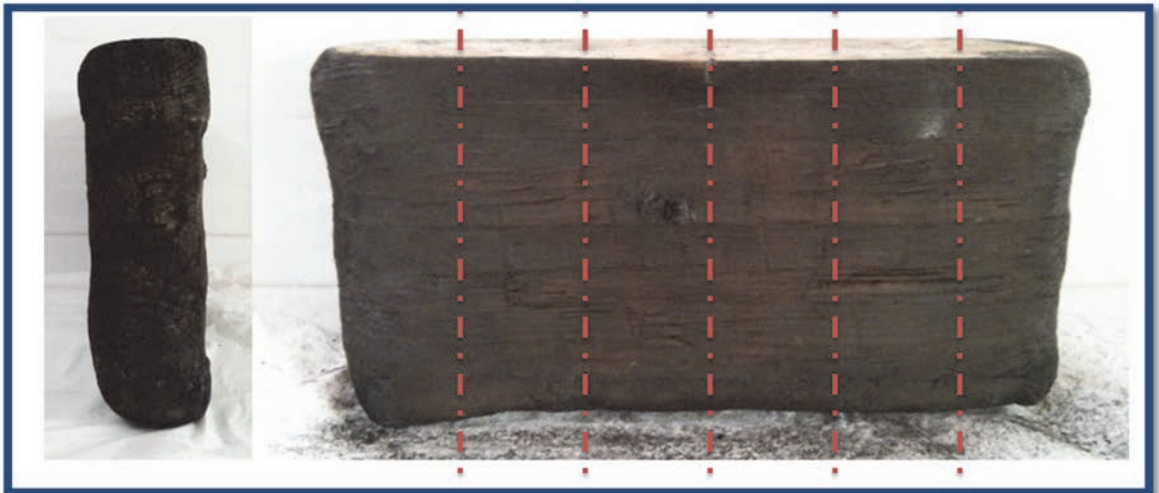


Figura 4.24. Sección residual de la probeta prismática ensayada. Se indican además los puntos en los que se realizaron mediciones del ancho de la pieza

En la Figura 4.24 se muestra la sección residual de la probeta una vez se ha retirado la capa carbonizada. A la izquierda se puede ver la sección transversal de la pieza, mientras que a la derecha se ve esta en toda su longitud, y se marcan en ella los puntos en los que se realizará la medición de la anchura de la probeta.

Ensayos experimentales de unión en cola de milano

Se realizaron cuatro ensayos experimentales de uniones. Cada ensayo comprendía un conjunto de tres piezas ensambladas entre sí mediante dos uniones en cola de milano redondeada. Las uniones se realizaron entre una pieza “viga”, que estaba mecanizada con dos mortajas; y dos piezas “vigüeta” cuyo extremo terminaba en una espiga en forma de cola de milano redondeada, que se ensamblaron contra las mortajas de la probeta “viga”. Uno de los cuatro ensayos se realizó con probetas de castaño laminado, y los otros tres con píceas laminadas.

Las probetas de castaño procedían de la empresa asturiana Sierolam, y las de píceas de Maderas Rubén.

Empleando el xilohigrómetro, se midió la humedad de las piezas que se iban a ensayar. La humedad obtenida debía ser de aproximadamente el 12 %, con una tolerancia de dos grados porcentuales. Si el valor obtenido fuese diferente, las probetas permanecerían a temperatura ambiente acondicionándose hasta que alcanzasen el valor anteriormente mencionado.



Figura 4.25. Medición de la humedad de las probetas de geometría en unión con xilohigrómetro

Se numeraron las 3 probetas de madera, rotulándose además las caras de las piezas. Para evitar que la rotulación quedase ilegible tras la degradación térmica de las probetas, la rotulación se hizo en las caras interiores de mortajas y espigas, zonas que no sufrirían dicha degradación.

Se midieron las caras superiores de las piezas, marcando en ellas los puntos en los que debían de realizar las perforaciones pertinentes para posteriormente poder introducir, hasta la profundidad adecuada, los termopares que registrarían la temperatura en el entorno de la unión durante el ensayo. Estas marcas fueron además numeradas (Figura 4.26).

Material y métodos

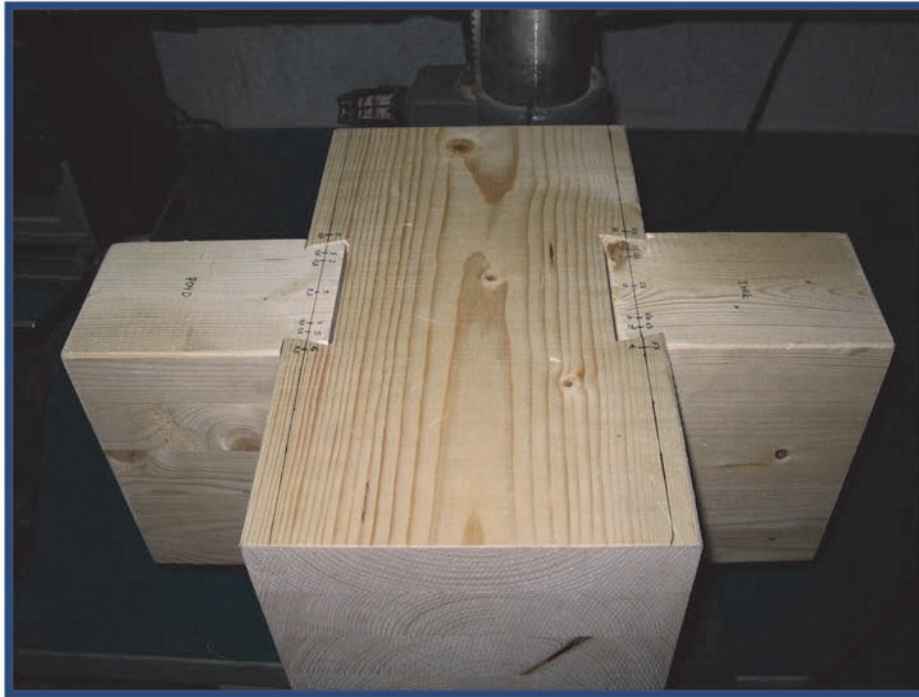


Figura 4.26. Marcado en las probetas de geometría en unión de los puntos a perforar para introducir termopares

Empleando el taladro de columna, equipado con una broca para madera de 300 mm de longitud y 2 mm de diámetro, se realizaron una serie de perforaciones tal y como se describen en la Figura 4.27, tanto en la probeta que contiene las mortajas como en las que poseen las espigas. La localización y profundidad de las perforaciones buscaban dar acceso a la sonda térmica al entorno de la unión.

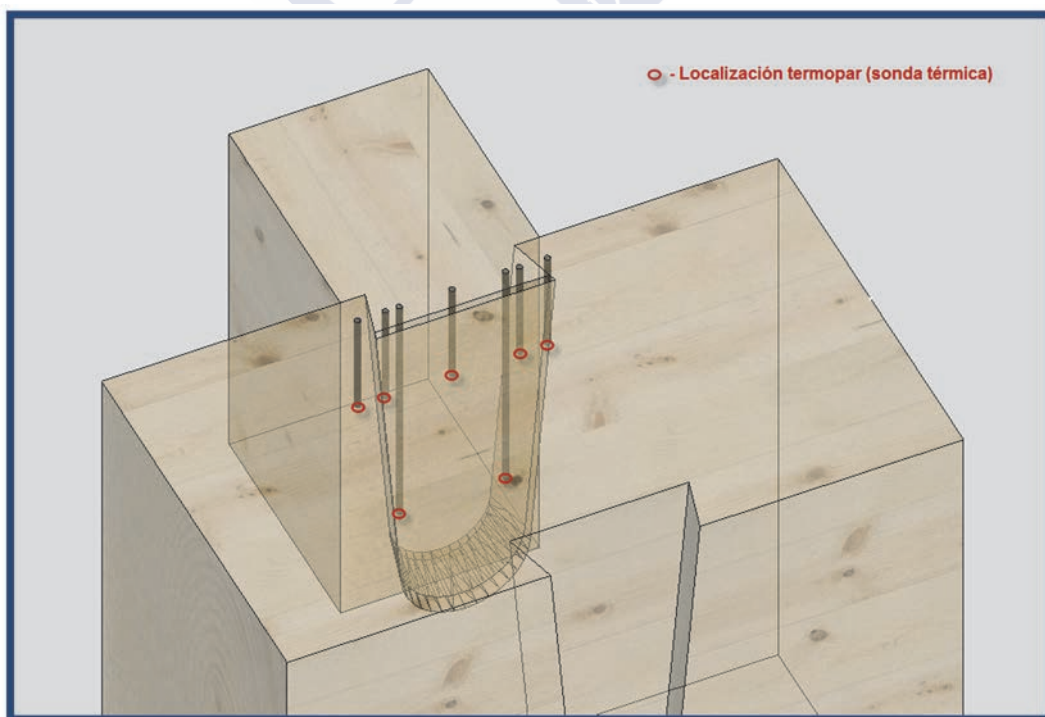


Figura 4.27. Localización de los termopares en las probetas de geometría en unión

Material y métodos

Las perforaciones, que además fueron numeradas, se realizaron en los puntos que se indican en la Figura 4.28.

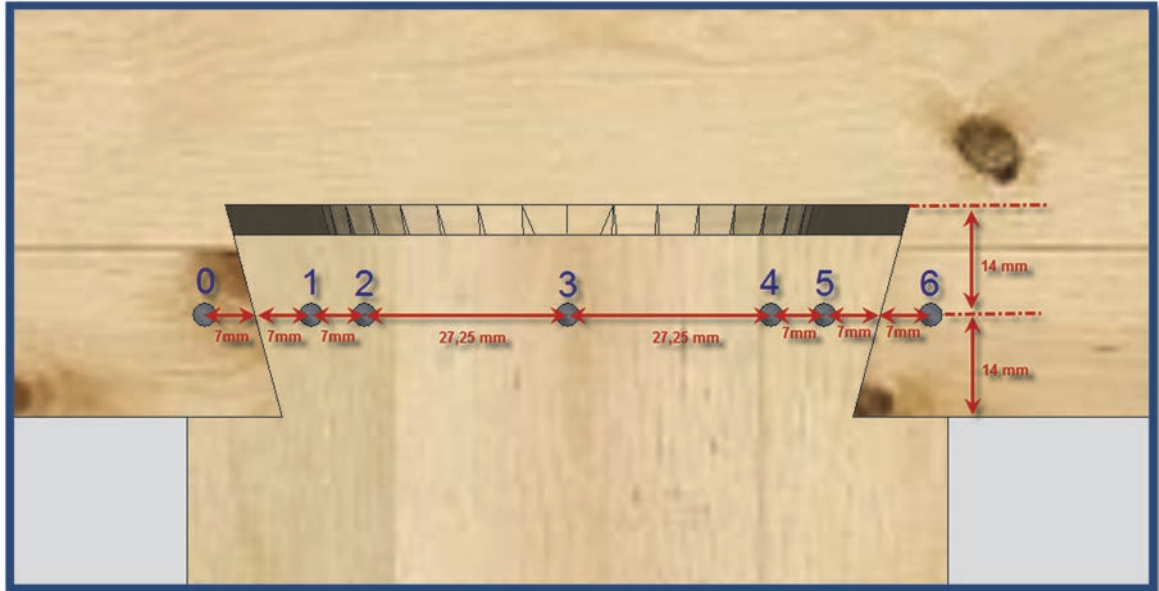


Figura 4.28. Acotación e identificación de las perforaciones por las que se introducirán los termopares en las probetas de geometría en unión

Las ubicaciones de cada perforación, así como su profundidad, fueron elegidas para que los termopares registrasen las temperaturas que se alcanzaron en el entorno de la unión vigueta – viga a lo largo del ensayo, excepto la número 3, ubicada en la zona central de la espiga de la unión.



Figura 4.29. Localización de los termopares en una probeta que simula una vigueta

Material y métodos

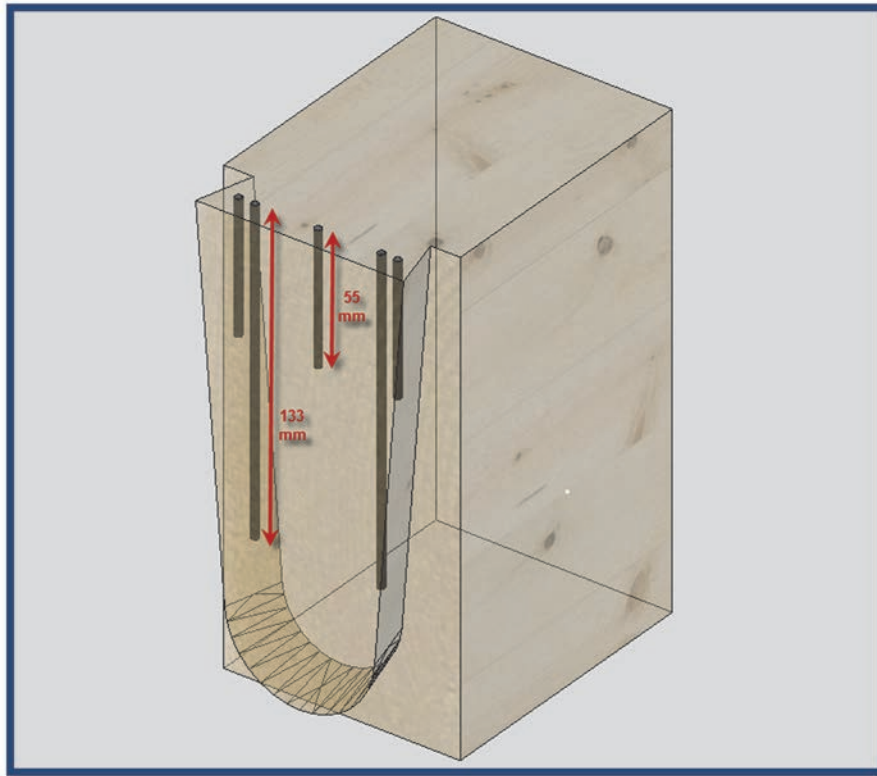


Figura 4.30. Profundidad de los termopares en una probeta que simula una viga

Como además la viga recibía a otra viga por el lado opuesto, había otras 7 sondas ubicadas en la unión de estas dos últimas. La Tabla 4.4 indica las profundidades de cada sonda, así como la numeración de cada par de sondas análogas, y la Figura 4.31 la colocación de las viguetas contra la viga y la ubicación de las perforaciones en planta.

Termopar	Termopar análogo	Profundidad (mm)	Ubicación
0	13	55	Viga
1	12	55	Vigueta – zona borde cola milano
2	11	113	Vigueta – zona borde cola milano
3	10	55	Zona central
4	9	113	Vigueta – zona borde cola milano
5	8	55	Vigueta – zona borde cola milano
6	7	55	Viga

Tabla 4.4. Numeración, ubicación y profundidad de los termopares del conjunto de tres probetas que se ensamblan con dos uniones en cola de milano y se ensayan conjuntamente

Material y métodos

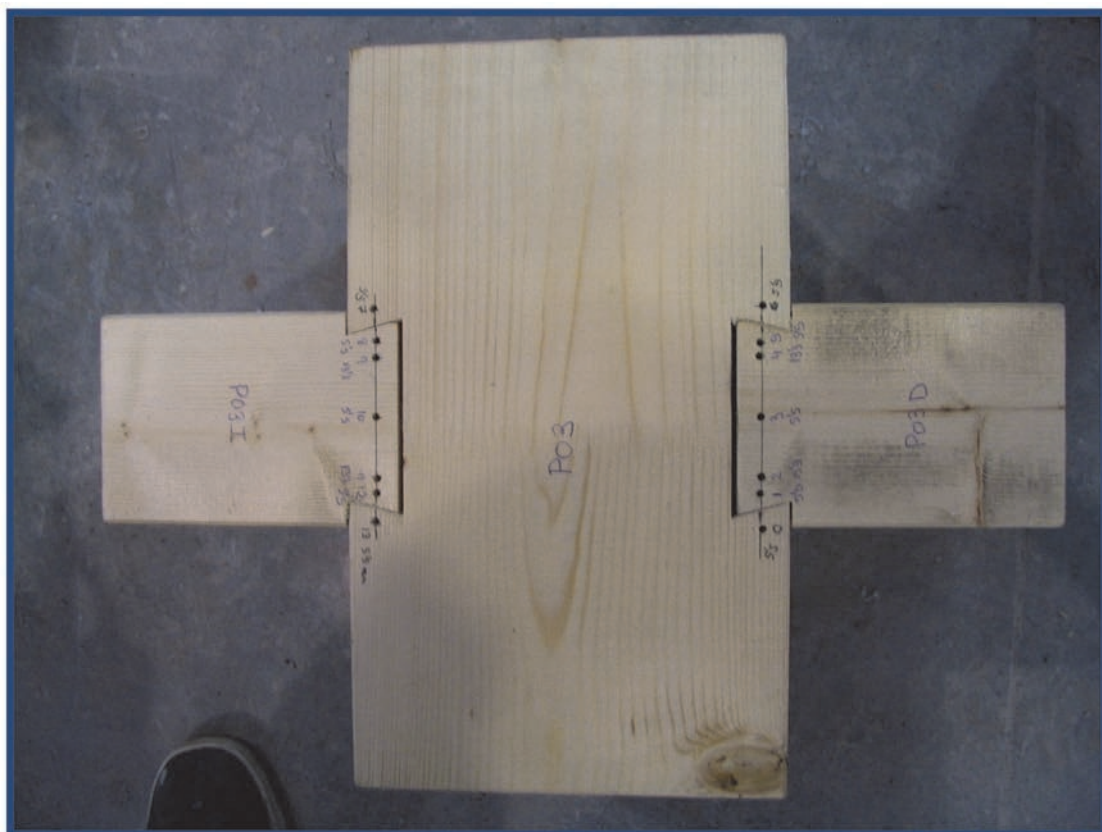


Figura 4.31. Conjunto de tres probetas que se ensayaron conjuntamente ensambladas, marcadas y perforadas.

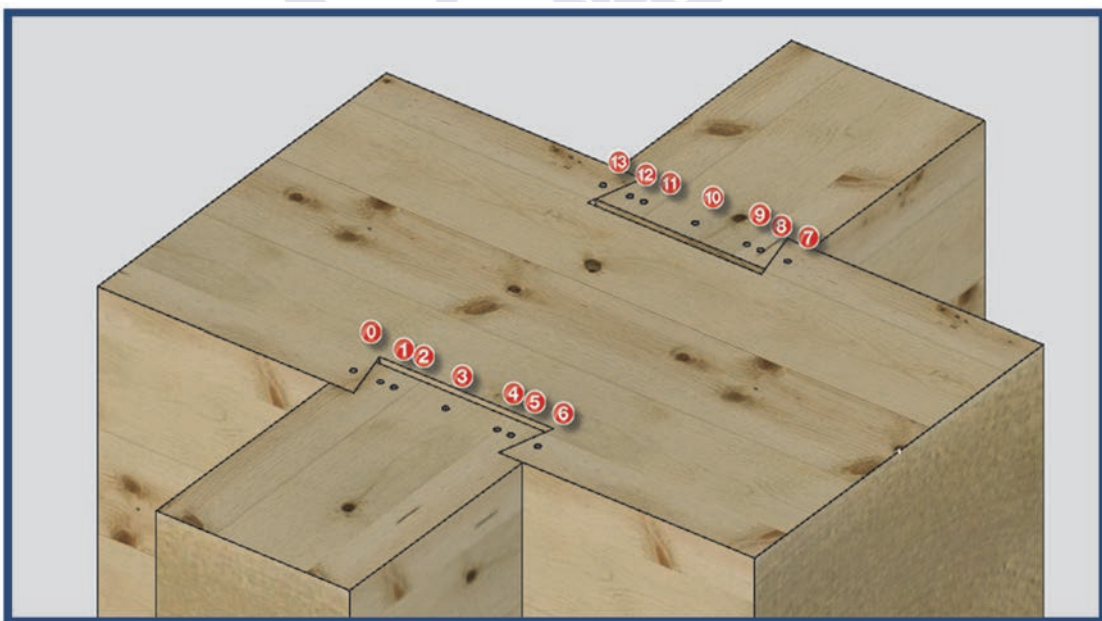


Figura 4.32. Identificación de las perforaciones por las que introducir los termopares en un conjunto de tres probetas que se ensayaron conjuntamente ensambladas, marcadas y perforadas.

Material y métodos

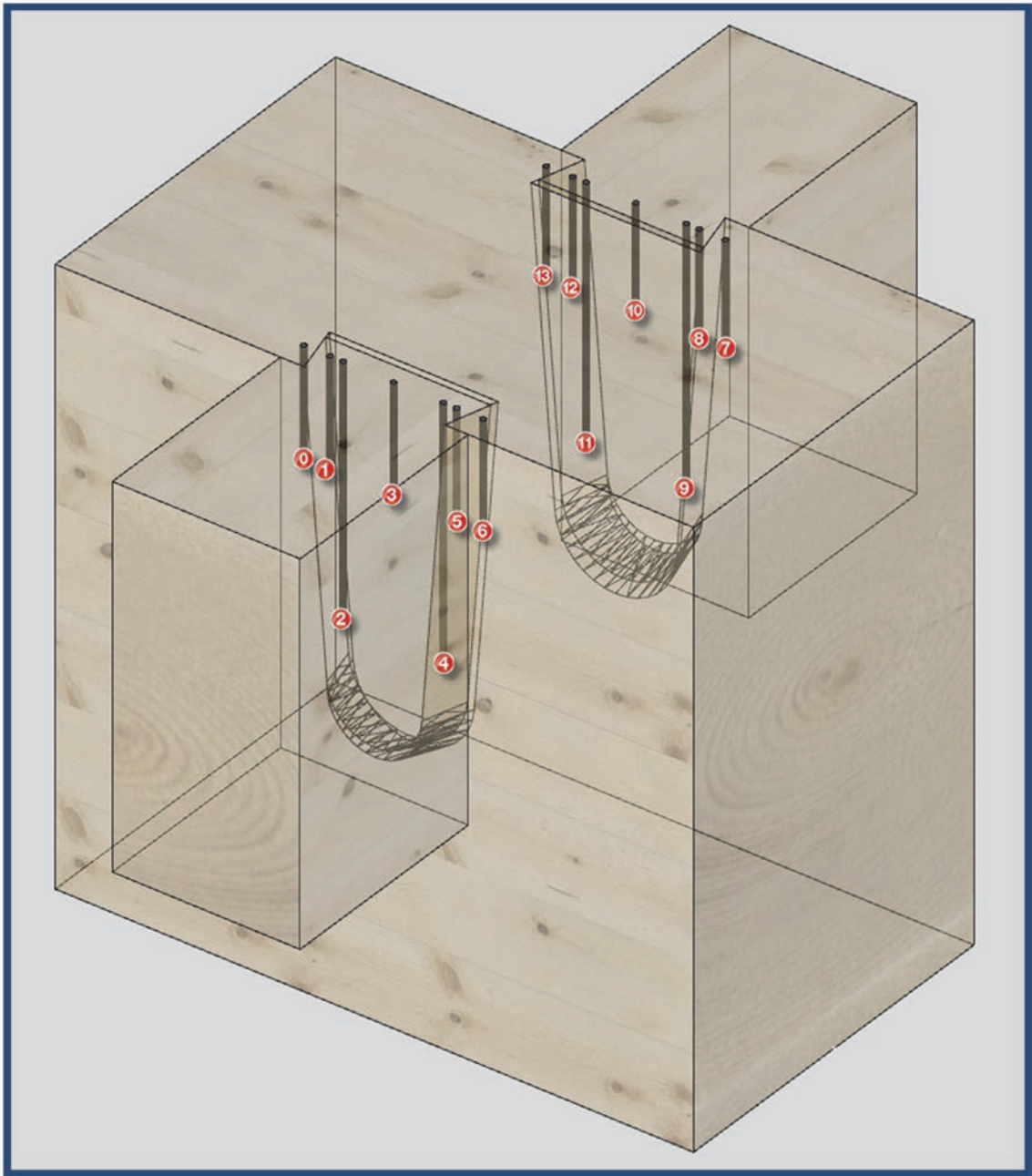


Figura 4.33. Identificación de los termopares en un conjunto de tres probetas que se ensayaron conjuntamente ensambladas, marcadas y perforadas.

Una vez fueron realizados los taladros, se vaciaron estos totalmente de viruta y, empleando la varilla del calibre, se midió la profundidad de cada taladro para comprobar que era efectivamente la deseada.

Material y métodos

A continuación se introdujo un termopar en cada uno de los taladros anteriormente realizados. Se comprobó que el extremo de cada termopar estuviese efectivamente a la profundidad deseada en la probeta (133 o 55 mm).



Figura 4.34. Introducción de los termopares

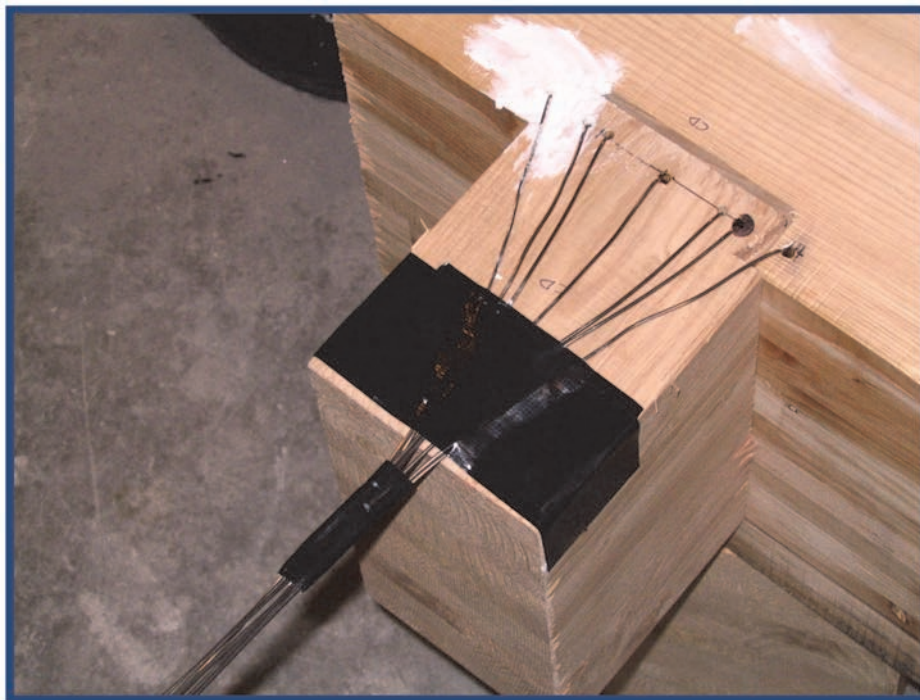


Figura 4.35. Fijación de los termopares

Los termopares fueron fijados en su posición con cinta adhesiva. A continuación se cubrió la parte superior de las probetas con pasta termoaislante, dado que la simulación pretendía ser un ataque térmico a tres caras.

Material y métodos



Figura 4.36. Aplicación de pasta termoaislante

Se añadió una capa de 3 cm un material termoaislante, que unido a la masa también termoaislante anteriormente aplicada dificultaban que las probetas recibieran energía mediante transferencia de calor en sus caras superiores.



Figura 4.37. Colocación de capa de material termoaislante

Material y métodos

Posteriormente, y empleando 4 tirafondos termorresistentes, se unió el conjunto de las 3 probetas, por su cara superior, a la barra metálica termorresistente. Esta barra se suspendió de los extremos superiores del horno, de modo tal que el conjunto de probetas quedaba suspendido en la parte superior del horno. La disposición es la que se observa en la Figura 4.38.



Figura 4.38. Disposición del conjunto de 3 probetas ensambladas en unión en cola de milano en el horno de ensayo

Se dispuso además el sensor térmico del propio horno 5 centímetros por debajo del conjunto de probetas. Con esta disposición se conseguía, teniendo en cuenta la ubicación de las dos fuentes de calor del horno, que las cargas térmicas fuesen homogéneas en todo el entorno de la pieza excepto en las caras superiores.

Material y métodos

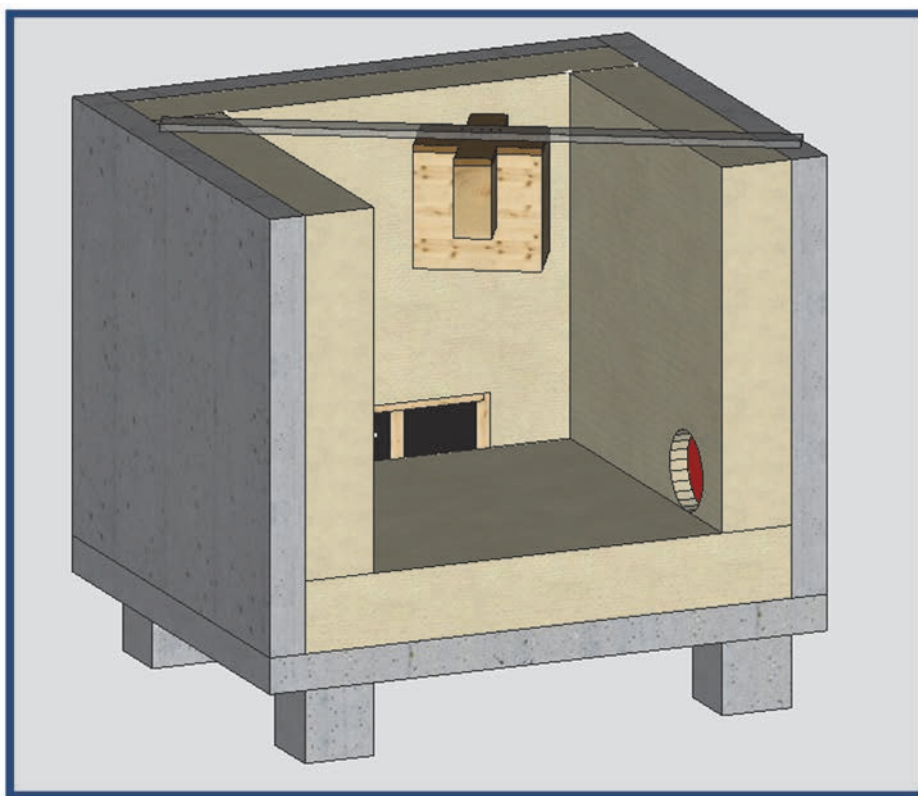


Figura 4.39. Vista axonométrica del horno de ensayo con la probeta colocada y preparada en él

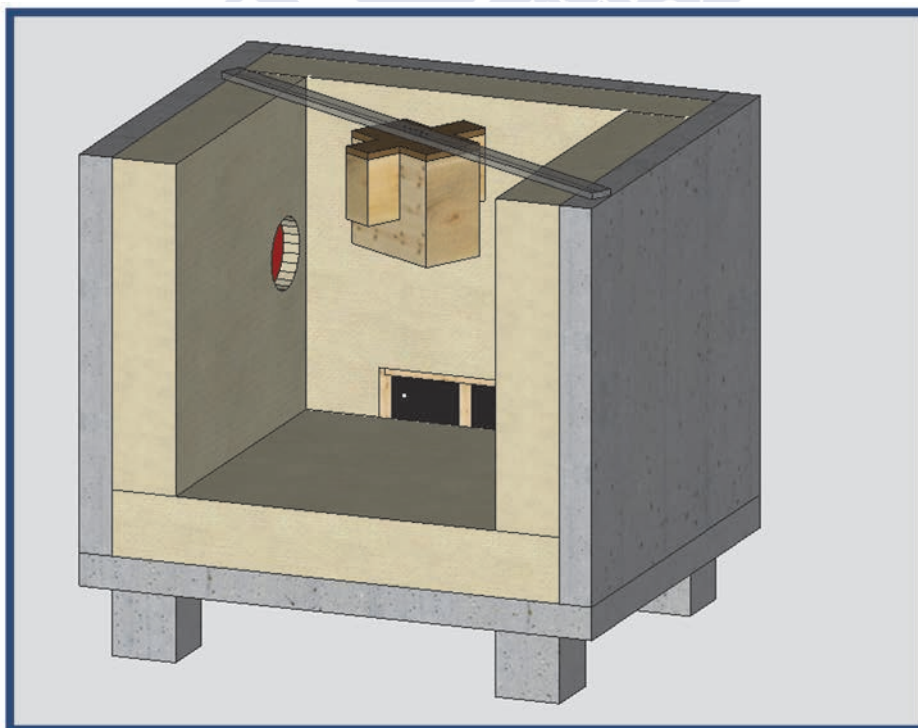


Figura 4.40. Otra vista axonométrica del horno de ensayo con la probeta colocada y preparada en él

Material y métodos

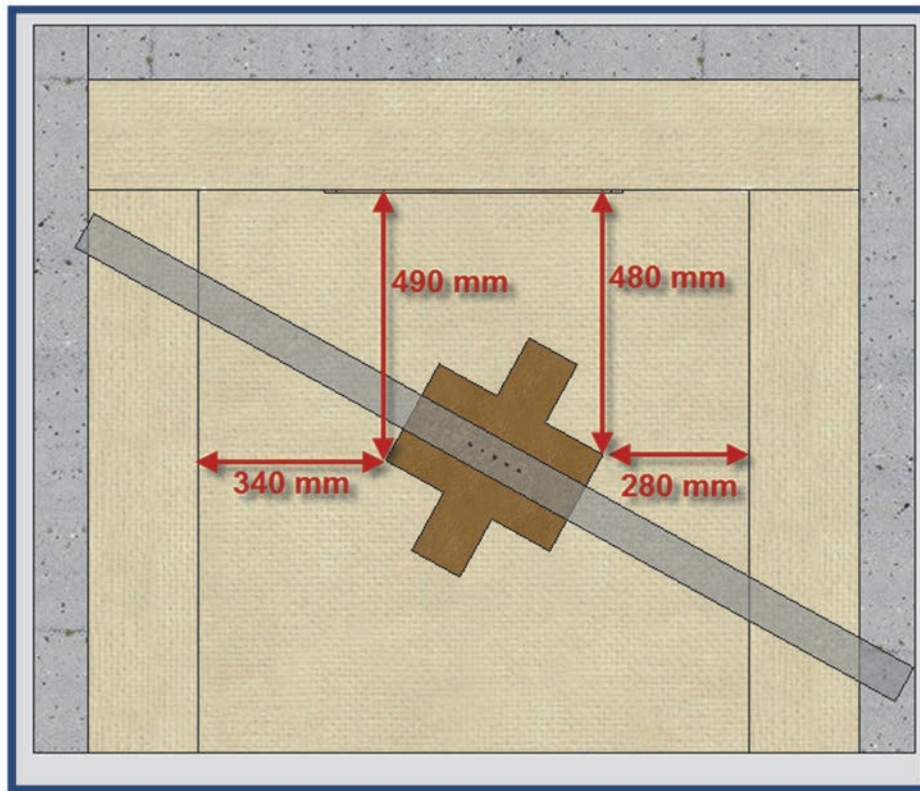


Figura 4.41. Vista en planta y acotada del horno de ensayo con la probeta colocada y preparada en él

Se conectaron los 14 termopares, divididos en dos grupos de 7, al módulo de adquisición de datos. Se encendió el ordenador de adquisición de datos acoplado al citado módulo, y se verificó que se estaban recibiendo las lecturas de los termopares. El software de registro de la señal de los termopares registró la temperatura a intervalos regulares de 6,2 segundos en un ensayo y de 18,2 segundos en los restantes.

Se cerró el horno acoplado la puerta frontal.

Desde el panel de control del horno, se lanzó el programa que simulaba una carga térmica variable en el tiempo conforme a la norma ISO – 834-1.

La temperatura del horno era registrada en todo momento por el sensor ubicado 5 cm por debajo del conjunto de probetas. El software comparaba la temperatura que en cada instante tenía el horno con la debería tener de acuerdo con la curva anteriormente expuesta, y aplicaba la carga térmica necesaria para ir recorriendo dicha curva a lo largo del tiempo.

Material y métodos



Figura 4.42. Transcurso del ensayo

Transcurridos los 30 minutos de ensayos, se apagó el horno. Se detuvo el software de adquisición de datos. Se abrió la tapa frontal del horno. Con una manguera se aplicaron chorros de agua fría al conjunto de probetas para detener la combustión lo más rápidamente posible.



Figura 4.43. Aspecto de las probetas tras la apertura de la puerta del horno tras los 30 minutos de ensayo

Material y métodos



Figura 4.44. Aplicación de chorro de agua al conjunto de tres probetas ensayadas



Figura 4.45. Vista del conjunto de 3 probetas ensambladas en unión en cola de milano tras el ensayo

Material y métodos



Figura 4.46. Vista de la mortaja en la viga tras el ensayo

Pasados unos días, con ayuda de formones y otros útiles de carpintería, se retiró la capa carbonizada de las probetas, dejando sólo la sección residual de madera propiamente dicha.



Figura 4.47. Retirada de la capa carbonizada de las probetas ensayadas

Material y métodos

Finalmente se midió la sección residual de madera de las piezas. Con la ayuda de un calibre se tomaron distintas mediciones en distintos puntos de las probetas (Figura 4.48) y se halló la media aritmética. Por diferencia entre la sección original de la pieza y la sección residual, se obtuvo la profundidad carbonizada. Dividiendo la profundidad carbonizada entre el tiempo de incendio (es decir, los 30 minutos de duración del ensayo) se obtuvo la velocidad de carbonización.

Durante la realización del ensayo P03, a los 15 minutos aproximadamente de ensayo se oyó un ruido proveniente del interior del horno. Por el visor existente en la parte superior de la puerta del horno se comprobó que la probeta se había descolgado y estaba en el suelo del horno. Se detuvo el ensayo. Posteriormente se comprobó que la probeta no había sido fijada a la barra metálica con tirafondos del mismo tipo que en los demás ensayos, termorresistentes, y no siendo estos adecuados, no resistieron la alta temperatura alcanzada provocando que la probeta se descolgase de la barra metálica. Dada la duración del ensayo, así como las anómalas circunstancias de terminación del mismo, no se consideró pertinente calcular la velocidad de carbonización de las probetas de este ensayo.



Figura 4.48. Medición de la sección residual de una probeta

Además, se obtuvieron del software de ensayo las temperaturas que registraron los 14 termopares a lo largo de los 30 minutos de ensayo, excepto para el ensayo P03, para el que se consideraron válidos sólo los datos recogidos durante los primeros 10 minutos de ensayo. En el capítulo de resultados y discusión se exponen los valores obtenidos.

Ensayos virtuales térmicos: modelos térmicos de elementos finitos***Modelo de elementos finitos y ensayo virtual de carbonización de probeta de geometría prismática***

En un primer momento se abordó la modelización por el método de los elementos finitos de la probeta de geometría prismática, como primer intento de modelización de transferencia de calor por el método de los elementos finitos. Se pretendía, con esta modelización de geometría más simple, testear las posibilidades de ANSYS en este campo, ya que ofrece distintas alternativas en cuanto a simulación de modelos de transferencia de calor. Así, teniendo en cuenta que la transferencia de calor por radiación suele representar un porcentaje muy pequeño del total de transferencia que se produce cuando otros mecanismos de transferencia como la convección están presentes [31], y que los mecanismos de transferencia de calor por radiación elevaban enormemente la dificultad del modelado y los tiempos de computación, se optó en este primer intento por considerar un modelo relativamente sencillo en el que se tuviese en cuenta la transferencia de calor únicamente por convección

Ansys considera los mecanismos de transferencia de conducción y de convección como un mismo mecanismo de transferencia, ya que tal y como se vio en el apartado “*Teoría de transferencia de calor*” del capítulo de antecedentes, la convección puede considerarse que es conducción en presencia de un movimiento de fluido.

La primera ley de la termodinámica establece que la energía térmica se conserva. Particularizándola para un volumen diferencial de control resulta la expresión (4-1).

$$\rho C \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \{L\} T \right) + \{L\}^T \{q\} = \ddot{q} \quad (4-1)$$

Siendo:

ρ = densidad (kg/m³)

C = calor específico (kJ /kg·K)

T = temperatura = T (x, y, z, t) (°C)

t = tiempo (s)

$$\{L\} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} \end{Bmatrix} = \text{vector operador}$$

$$\{v\} = \begin{Bmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \end{Bmatrix} = \text{vector velocidad para transporte de masa o transferencia de calor}$$

Material y métodos

$\{q\}$ = vector de flujo de calor

\ddot{q} = tasa de generación de calor por unidad de volumen

Los términos $\{L\}T$ y $\{L\}^T\{q\}$ también podrían ser interpretados como ∇T y $\nabla \cdot \{q\}$ respectivamente, donde ∇ representa el operador vectorial diferencial gradiente y $\nabla \cdot$ representa el operador vectorial diferencial divergencia.

Por otra parte, la ley de Fourier se usa para relacionar el vector de flujo de calor con los gradientes térmicos de acuerdo con la expresión (4-2).

$$\{q\} = -[D]\{L\}T \quad (4-2)$$

Siendo:

$$[D] = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix} = \text{matriz de conductividad térmica}$$

K_{xx}, K_{yy}, K_{zz} = conductividad térmica del elemento en las direcciones X, Y, y Z respectivamente

Combinando las ecuaciones (4-1) y (4-2) se obtiene la ecuación (4-3).

$$\rho C \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{v\}^T \{L\}T \right) = \{L\}^T ([D]\{L\}T) + \ddot{q} \quad (4-3)$$

Y expandiendo la ecuación (4-3) a su forma más habitual, la (4-4):

$$\rho C + \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \ddot{q} + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (4-4)$$

Asumiendo que se está usando como referencia el sistema cartesiano global.

Se consideran tres tipos de condiciones de contorno, presumiendo que estas se aplican sobre todo el elemento.

1. Una temperatura determinada actuando sobre la superficie S_1 :

$$T = T^* \quad (4-5)$$

Siendo:

T^* temperatura determinada

Material y métodos

2. Un flujo de calor determinado actuando sobre la superficie S_2 :

$$\{q\}^T \{n\} = -q^* \quad (4-6)$$

Siendo:

$\{n\}$ vector unitario normal a la superficie y con dirección hacia fuera de ésta
 q^* flujo de calor determinado

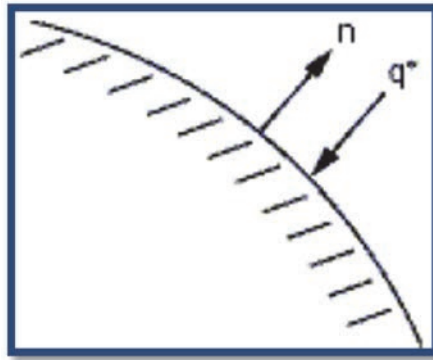


Figura 4.49. Flujo de calor

3. Una superficie S_3 sometida a una convección determinada (ley de enfriamiento de Newton):

$$\{q\}^T \{n\} = h_f(T_S - T_B) \quad (4-7)$$

Siendo:

h_f coeficiente de convección o coeficiente de película, evaluado a $(T_B + T_S)/2$ para el elemento a no ser que se especifique otra cosa
 T_B temperatura del fluido adyacente
 T_S temperatura de la superficie del modelo

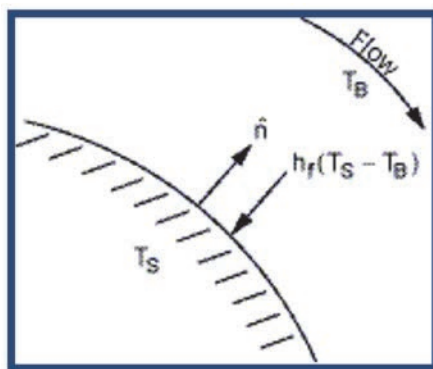


Figura 4.50. Convección

Material y métodos

Se construyó un modelo de elementos finitos que emulase al ensayo experimental de probeta prismática. Para ello se hacía necesario conocer valores en función de la temperatura de las siguientes propiedades de la madera:

- Conductividad térmica
- Calor específico
- Densidad

Se localizaron en la bibliografía los siguientes estudios que aportasen dichos valores:

- Knudson (1975) [104]
- Fredlund (1993) [70]
- Janssens (2004) [96]
- Pinto (2007) [158]

Los valores ofrecidos por [104], [70] y [96] son para píceas, mientras que los de [158] son para eucalipto, y se incluyen a efectos comparativos.

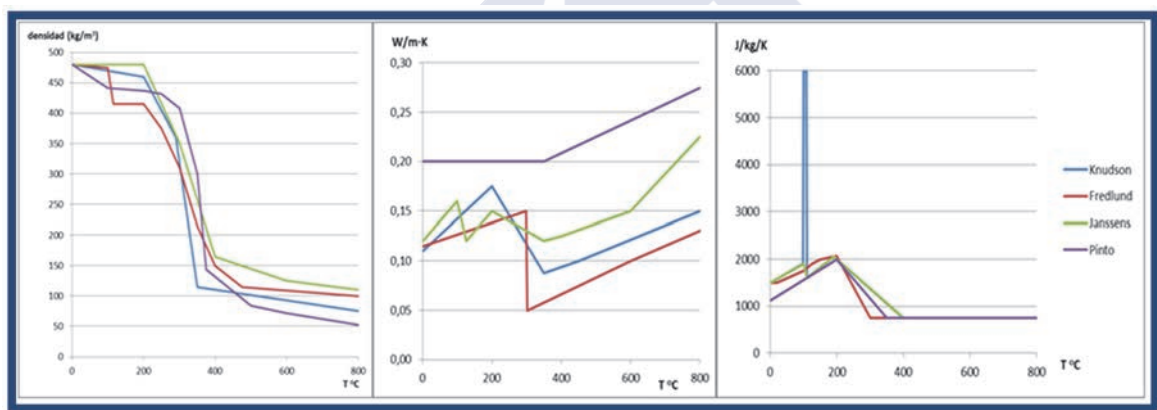


Figura 4.51. De izquierda a derecha, valores de densidad, conductividad específica y calor específico según [104], [70], [96] y [158]

Además de los valores postulados por los autores anteriormente citados, se tomaron en consideración los valores propuestos en el anejo B (informativo) del Eurocódigo 5 [208].

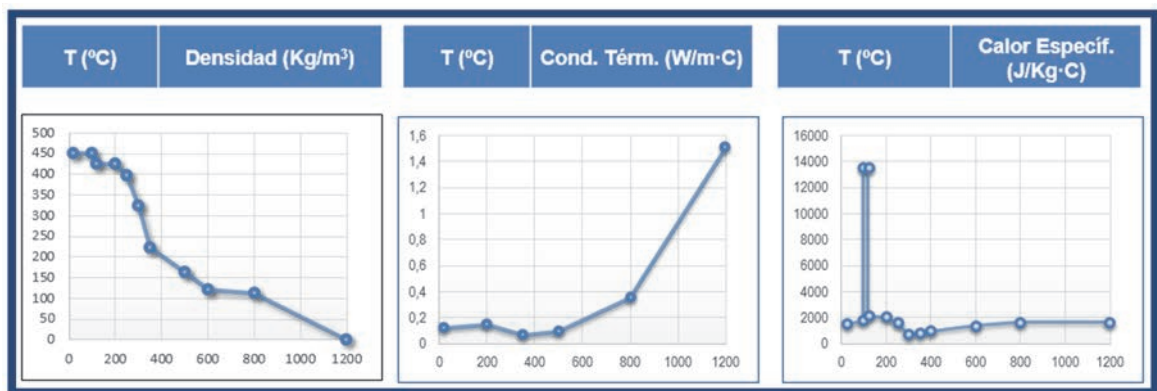


Figura 4.52. Valores propuestos por el Eurocódigo 5 de conductividad térmica, calor específico y densidad para madera de conífera, en este caso de densidad 450,0 kg/m³ a un contenido de humedad del 12 %.

Material y métodos

También se hizo necesario modelizar el aire que envolvía a la probeta de madera en el horno. Los valores de las propiedades del aire se tomaron de las publicadas por Holman [92], y son los de la Figura 4.53.

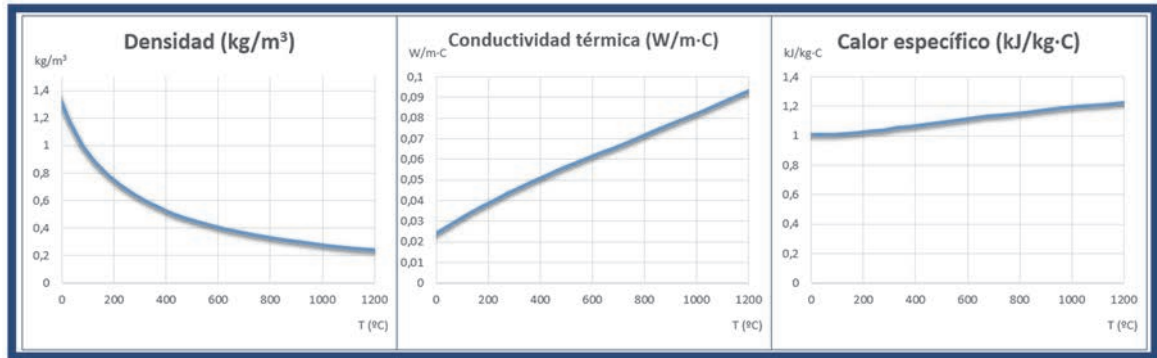


Figura 4.53. Valores propuestos por Holman [92] de conductividad térmica, calor específico y densidad para el aire

Con los valores de propiedades térmicas de la madera de los 4 autores citados anteriormente y los del Eurocódigo se elaboraron empleando el software comercial Ansys Workbench un total de 5 modelos de elementos finitos que simulasen el ensayo térmico al que se sometió la probeta prismática de picea

Los 5 modelos creados son idénticos en cuanto a:

Geometría

Para reducir el tiempo de computación se consideró en el modelo únicamente una parte de la probeta, concretamente un cuerpo tridimensional que representa una rebanada de 20 mm de espesor de la probeta experimental de 100 mm de ancho x 200 mm de canto. Igualmente, tampoco se representó todo el aire del horno, si no que se creó una envolvente de aire de 2 mm de espesor en todo el entorno del cuerpo que representa la porción de vigueta, excepto en la cara superior de la misma, que se supone protegida del ataque térmico.

Mallado

De entre la librería de elementos de ANSYS se escogió el tipo de elemento SOLID70, que es un elemento hexaédrico con capacidades de conducción térmica. Tiene 8 nodos con un único grado de libertad, la temperatura, en cada uno de ellos.

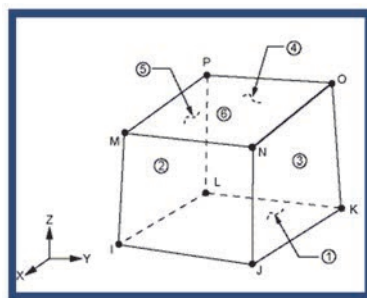


Figura 4.54. El elemento SOLID70

Material y métodos

Este elemento se usó, con un tamaño de arista de 2 mm, para mallar tanto el cuerpo que representa la probeta de píceas, como al que representa la envolvente de aire en el horno.

Tipo de análisis:

El análisis realizado fue en los 5 casos de tipo transitorio térmico, esto es, con condiciones de contorno variables a lo largo del tiempo. A cada espacio temporal de duración determinada en la que las condiciones de contorno se mantienen constantes se le denomina “*paso de carga*”. Se consideraron pasos de carga de dos duraciones temporales distintas: una duración más reducida durante los primeros 60 segundos de ensayo, en los que la pendiente de la curva normalizada tiempo temperatura es muy acusada, y otra duración mayor entre en el resto de tiempo de ensayo.

Condiciones de contorno

A los elementos finitos que componen el cuerpo que representa el aire del horno se les aplicó, en cada paso de carga, la temperatura que para ese instante temporal les correspondía conforme a la curva normalizada tiempo temperatura descrita en la ISO 834. Por la teoría de transferencia de calor por conducción y convección que emplea Ansys, descrita en este mismo apartado, el calor se va transfiriendo a los elementos finitos que componen la probeta de píceas.

La Figura 4.55 representa el modelo de elementos finitos creado. En color amarillo se representan los elementos finitos que componen la probeta de píceas, y en color verde los elementos finitos que representan el aire del horno.

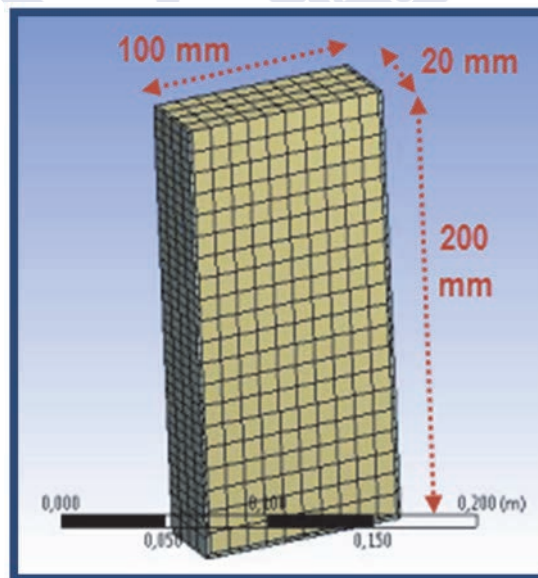


Figura 4.55. Modelo tridimensional de elementos finitos de la probeta de geometría prismática ensayada experimentalmente

Material y métodos

En los 5 modelos se programaron “*sondas térmicas virtuales*” en los mismos puntos geométricos en los que se introdujeron termopares en la probeta ensayada experimentalmente. Estas sondas térmicas virtuales registraron la temperatura en esos puntos a lo largo de los 30 minutos de ensayo virtual, y permitieron posteriormente por comparación de sus resultados con los del ensayo experimental afinar y validar el modelo de elementos finitos. Para indicar al programa las coordenadas de estas sondas virtuales se hizo necesario implementar en el modelo 6 sistemas locales de coordenadas, que pueden verse en la Figura 4.56, además del sistema de coordenadas global, ubicado en la cara superior de la probeta. Cada “*sonda térmica virtual*” se ubicaba en el punto 0,0,0 de cada sistema local de coordenadas.

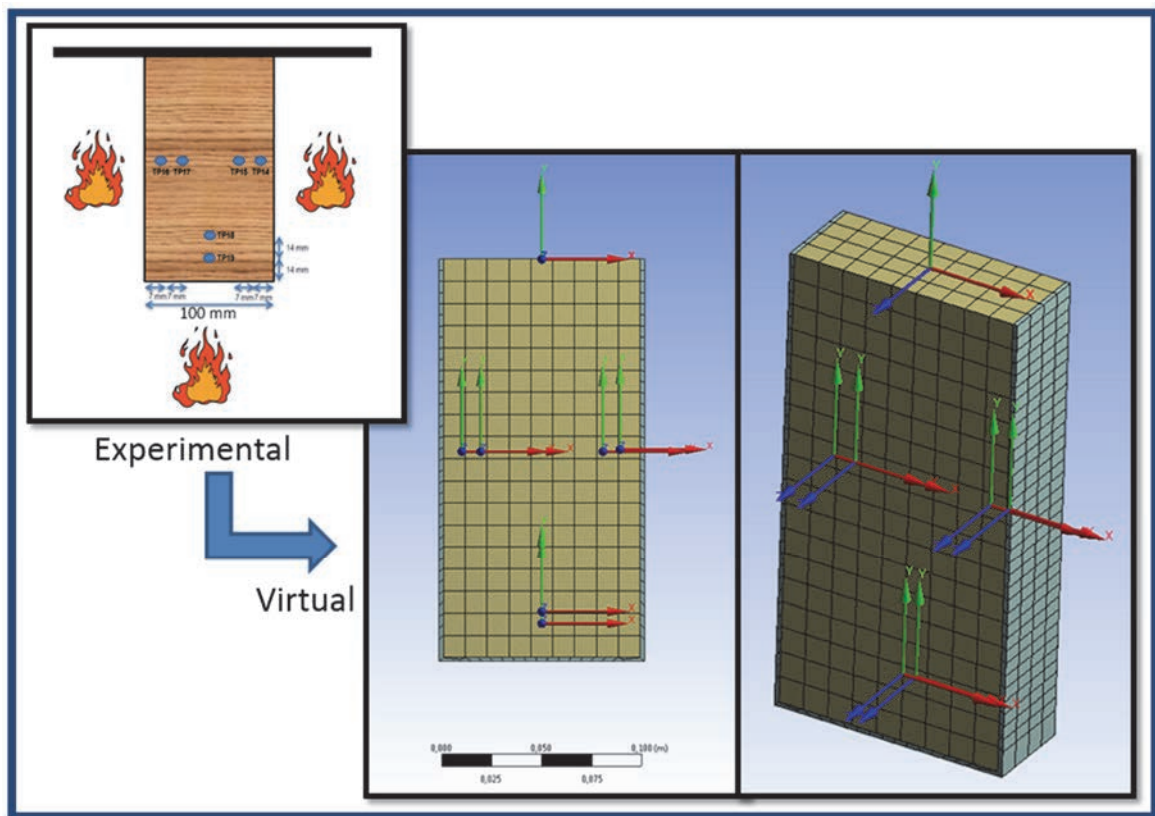


Figura 4.56. Sistemas de coordenadas en el modelo de elementos finitos de geometría prismática

Empleando el módulo de post-proceso de la aplicación se localizó la isoterma de 300 °C tras los 30 minutos de ensayo virtual, y se midió su distancia al borde de la probeta. Esta distancia, dividida entre los 30 minutos de duración del ensayo, permitió determinar la velocidad de carbonización. La Figura 4.57 muestra el modelo de elementos finitos tras los 30 minutos de cargas térmicas. En ella se visualizan solo los elementos de temperatura igual o inferior a 300 °C, por lo que se corresponderá con la sección residual del ensayo experimental (Figura 4.58) una vez se ha retirado la capa de madera carbonizada.

Material y métodos

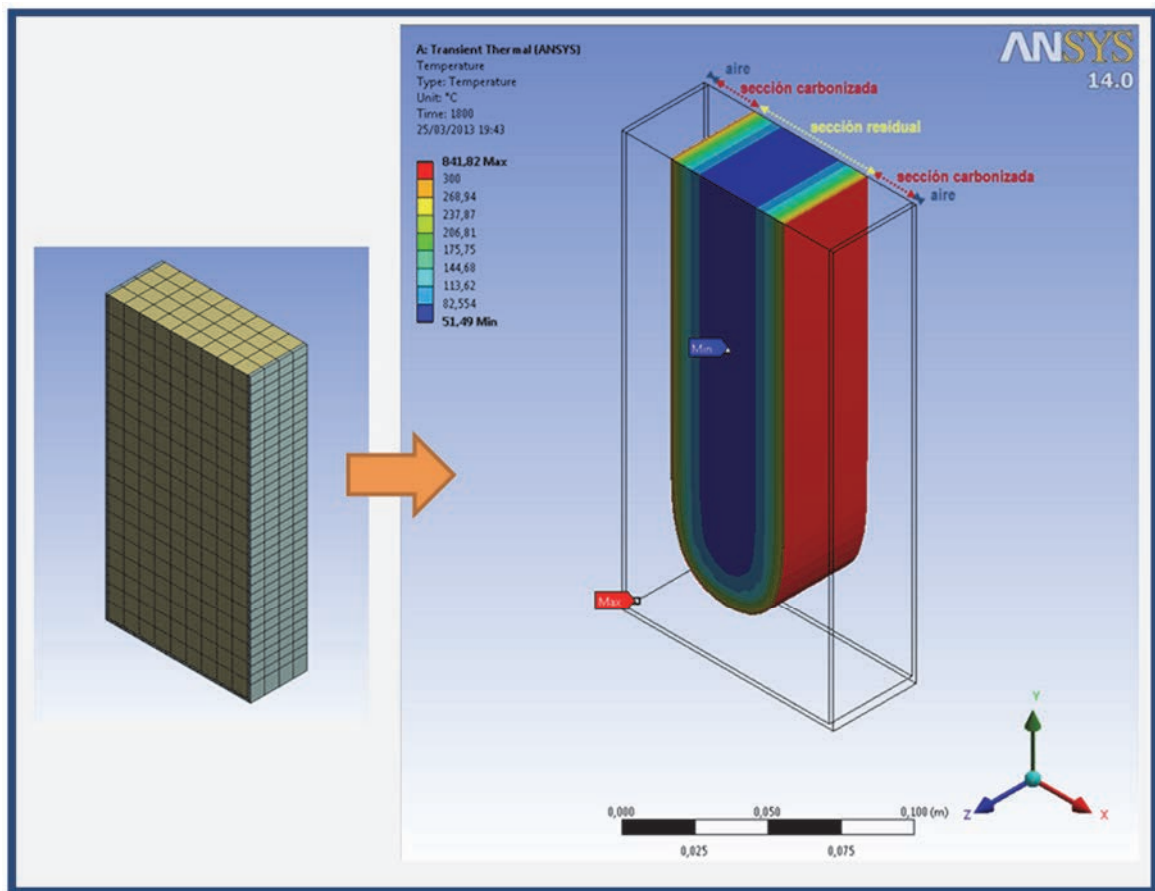


Figura 4.57. Sección residual del modelo de elementos finitos de geometría prismática

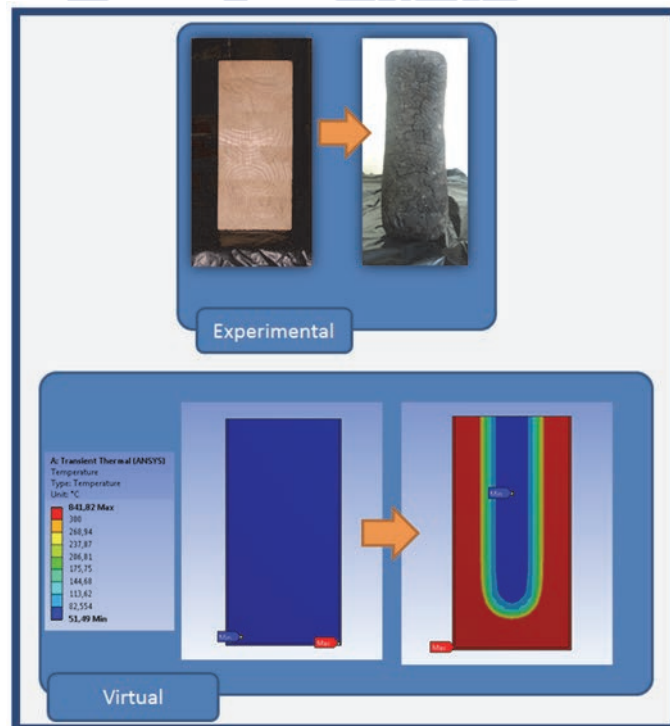


Figura 4.58. Comparativa de la sección residual del modelo de elementos finitos de geometría prismática con la del ensayo experimental

Material y métodos

A continuación se representaron las curvas tiempo-temperatura en cada uno de los puntos geométricos en que se registraron los datos, para los 5 modelos virtuales, y se compararon con las curvas del ensayo experimental.

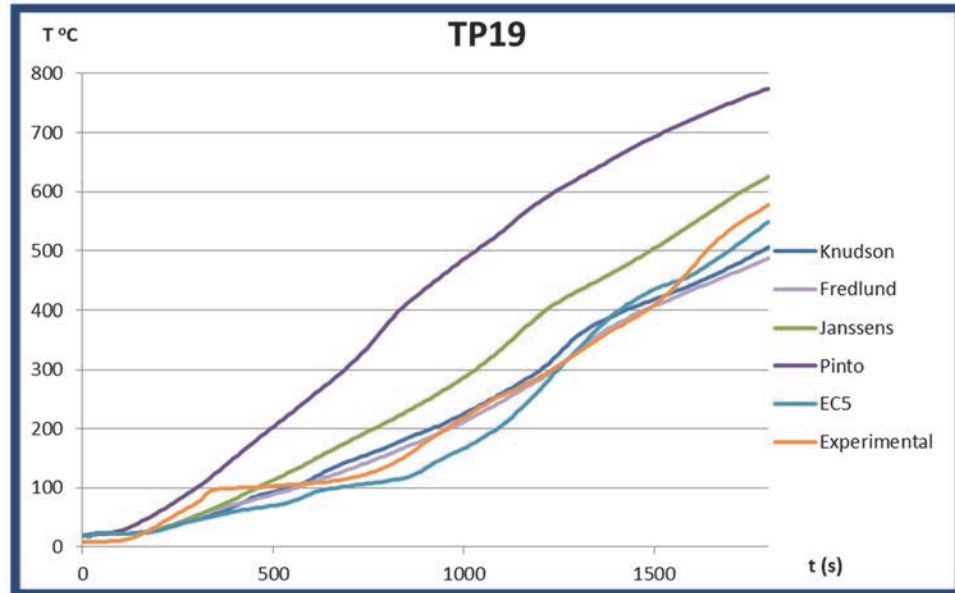


Figura 4.59. Curvas temperatura / tiempo en la ubicación geométrica del termopar n° 19 (TP19) de los modelos virtuales y del ensayo experimental de la probeta de geometría prismática

Por el método de ensayo y error se variaron las propiedades térmicas del material que forma el cuerpo de la probeta hasta obtener una propuesta de modelo que se ajustase razonablemente bien al comportamiento del ensayo experimental, con lo que se consideró el modelo validado.

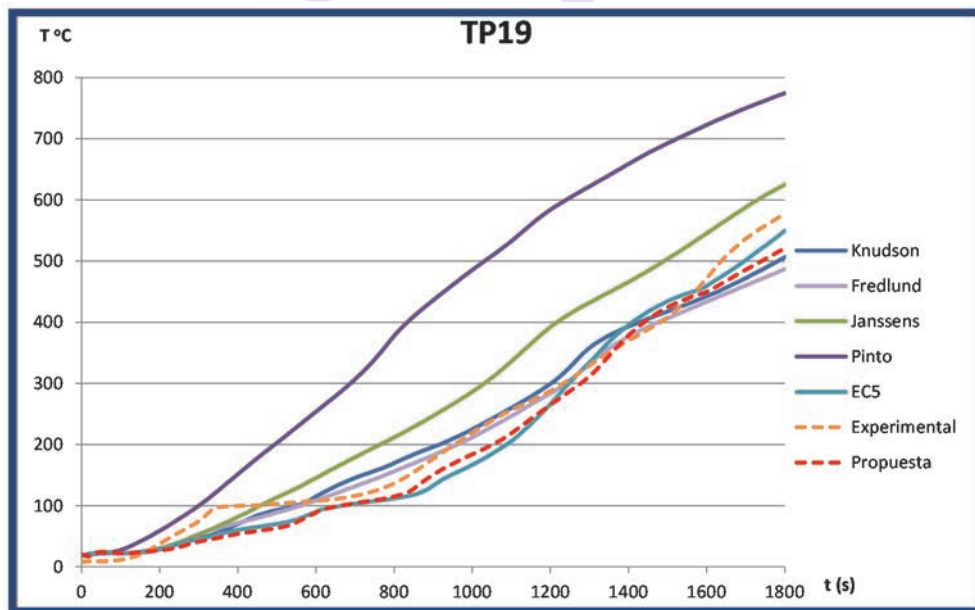


Figura 4.60. Curvas temperatura / tiempo en la ubicación geométrica del termopar n° 19 (TP19) de los modelos virtuales, del ensayo experimental, y del modelo propuesto según [166] para la probeta de geometría prismática

Modelo de elementos finitos y ensayo virtual de carbonización de unión en cola de milano

Con la experiencia adquirida en la modelización por el método de los elementos finitos de la degradación térmica de una probeta prismática sometida a las temperaturas que indica la norma ISO 834, el paso siguiente fue realizar un modelo más ambicioso, un modelo creado por el método elementos finitos que satisficiera estos requisitos:

- que tuviese en cuenta la transferencia de calor por radiación, además de por convección, en los términos que indica el Eurocódigo.
- que tuviese la geometría de las probetas ensayadas experimentalmente ensambladas en unión en cola de milano.
- que la geometría fuese paramétrica, de modo tal que una vez validado el modelo con los ensayos experimentales, permitiese variar con facilidad su geometría para poder discutir casos con geometrías diferentes.

Para tener en cuenta la transferencia de calor por radiación, Ansys emplea la ecuación de Stefan-Boltzmann (2-23) aplicada a un sistema de N recintos cerrados (*“enclosures”*). En un caso de ese tipo, el balance de energía para cada superficie perteneciente a un cuerpo gris opaco dentro del recinto cerrado viene dada por la ecuación definida por Siegal y Howell [180], que relaciona las pérdidas de energía con la temperatura de las superficies (ecuación (4-8)).

$$\sum_{i=1}^N \left(\frac{\delta_{ji}}{\varepsilon_i} - F_{ji} \frac{1 - \varepsilon_i}{\varepsilon_i} \right) \frac{1}{A_i} Q_i = \sum_{i=1}^N (\delta_{ji} - F_{ji}) \sigma T_i^4 \quad (4-8)$$

Siendo:

N = número de superficies radiantes

δ_{ji} = delta de Kronecker

ε_j = emisividad efectiva de la superficie i

A_i = área de la superficie i

Q_i = pérdida de energía de la superficie i

σ = constante de Stefan-Boltzmann

T_i = temperatura absoluta de la superficie i

Para un sistema de dos superficies irradiándose mutuamente, la ecuación (4-8) puede ser simplificada para obtener la transferencia de calor entre las superficies i y j tal y como Chapman [33] propone en la ecuación (4-9).

$$Q_i = \frac{1}{\left(\frac{1 - \varepsilon_i}{A_i \varepsilon_i} + \frac{1}{A_i F_{ij}} + \frac{1 - \varepsilon_j}{A_j \varepsilon_j} \right)} \sigma (T_i^4 - T_j^4) \quad (4-9)$$

Material y métodos

Siendo:

T_i, T_j = temperatura absoluta en las superficies i y j respectivamente

Si el valor de A_j es mucho mayor que el de A_i , la ecuación (4-9) se reduce a la (4-10):

$$Q_i = A_i \varepsilon_i F'_{ij} \sigma (T_i^4 - T_j^4) \quad (4-10)$$

Siendo:

$$F'_{ij} = \frac{F_{ij}}{F_{ij}(1 - \varepsilon_i) + \varepsilon_i} \quad (4-11)$$

El factor de forma, F_{ij} , se define como la fracción de la energía total radiante que abandona la superficie i y llega directamente a la superficie j .

El factor de forma representado en la Figura 4.61 puede expresarse empleando la ecuación (4-12).

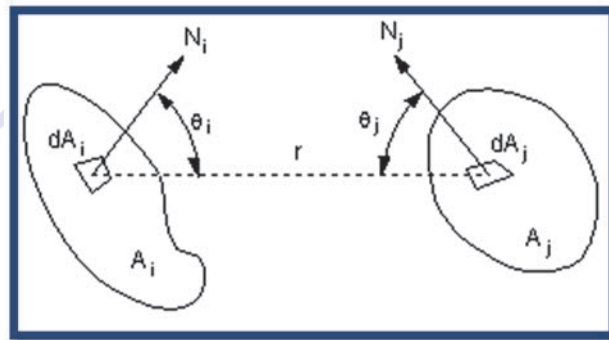


Figura 4.61. Factor de forma entre dos superficies radiantes

$$F_{ij} = \frac{1}{A_i} \int_{A_i} \int_{A_j} \frac{\cos \theta_i \cos \theta_j}{\pi r^2} d(A_j) d(A_i) \quad (4-12)$$

Siendo:

A_i, A_j = área de las superficies i y j respectivamente

r = distancia entre las superficies diferenciales i y j

θ_i = ángulo entre N_i y el radio de la superficie $d(A_j)$

θ_j = ángulo entre N_j y el radio de la superficie $d(A_i)$

N_i, N_j = normales a las superficies $d(A_i)$ y $d(A_j)$

Material y métodos

En el caso de un recinto perfectamente cerrado, como es el caso, el balance debe satisfacer el requisito de la ecuación (4-13) (ver Figura 4.62).

$$\sum_{j=1} F_{ij} = 1.0 \quad \forall i = 1, 2 \dots n_{\text{ésimo}} \quad (4-13)$$

Siendo

F_{ij} valores del factor de forma para cada faceta

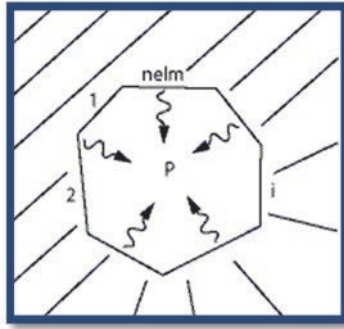


Figura 4.62. Facetas del recinto perfectamente cerrado, numeradas de la 1 a la n-ésima (nelm en inglés) [4]

Para resolver problemas de transferencia de calor que incluyen radiación entre cuerpos grises opacos, ANSYS emplea el denominado “método de solución por radiosidad” (“*radiosity solution method*” en inglés), en el que la ecuación (4-8) es usada en conjunción con las ecuaciones de transferencia de calor por conducción y convección.

ANSYS, a los efectos de una mayor eficiencia computacional, reordena la ecuación (4-8) en forma de una nueva serie de ecuaciones, las numeradas como (4-14) y (4-15).

$$\sum_{j=1}^N [\delta_{ij} - (1 - \varepsilon_i) F_{ij}] q_j^0 = \varepsilon_i \sigma T_i^4 \quad (4-14)$$

$$q_i = q_i^0 - \sum_{j=1}^N F_{ij} q_j^0 \quad (4-15)$$

Las ecuaciones (4-14) y (4-15) se expresan en términos de los flujos radiativos salientes (radiosidad) para cada superficie, q_j^0 , y el flujo neto de cada superficie q_i . Para temperaturas conocidas de las superficies T_i en el recinto, la ecuación (4-15) toma la forma de un conjunto de ecuaciones algebraicas para la incógnita, que es el flujo radiativo saliente (radiosidad) a cada superficie.

Material y métodos

La ecuación (4-15) puede ser expresada en la forma (4-16).

$$[A]\{q^0\} = \{D\} \quad (4-16)$$

Siendo:

$$A_{ij} = \delta_{ij} - (1 - \varepsilon_i)F_{ij} \quad (4-17)$$

q^0 = flujo radiativo (radiosidad) para la superficie i

$$D_i = \varepsilon_i \sigma T_i^4 \quad (4-18)$$

$[A]$ es una matriz completa debido al emparejamiento de superficie a superficie que representan los factores de forma y es función de la temperatura debido a la posibilidad de dependencia de las emisividades de las temperatura de las superficies. La ecuación (4-16) es resuelta usando el método Newton-Raphson para el flujo de radiosidad $\{q^0\}$.

Cuando los valores de q^0 son conocidos, la ecuación (4-15) permite evaluar el flujo neto de cada superficie. El flujo neto calculado durante cada ciclo iterativo está sub-relajado, antes de actualizarse usando la expresión (4-19).

$$q_i^{net} = \phi q_i^{k+1} + (1 - \phi) q_i^k \quad (4-19)$$

Siendo:

ϕ = factor de relajación de flujo de radiosidad

k = número de iteración

Los flujos netos de las superficies proporcionan condiciones de contorno al modelo de elementos finitos a efectos del proceso de transferencia de calor por conducción. La ecuación (4-16) es resuelta de manera acoplada a la ecuación (4-8) usando un procedimiento de solución segregado hasta que se produce la convergencia del flujo de radiosidad y la temperatura para cada paso de carga.

Las temperaturas de las superficies usadas en los cálculos computacionales anteriormente indicados deben ser uniformes en cada superficie para satisfacer las condiciones del modelo radiativo. En un modelo de elementos finitos tridimensional, cada superficie corresponde con una cara de un elemento finito. Para obtener la temperatura uniforme de cada una de estas caras, se halla la media de los nodos correspondientes a cada cara.

Para la creación con éxito de un modelo térmico de elementos finitos que emule el comportamiento de la madera al someterse a las cargas térmicas que define la norma ISO 834-1, usando ANSYS Workbench, es necesario seguir en el programa los pasos que se indican a continuación.

Geometría

Se debió indicar a Ansys Workbench la geometría de los cuerpos que se iban a descomponer en elementos finitos. Esta geometría puede importarse por haber sido elaborada usando otro

Material y métodos

software, o puede crearse directamente en *Design Modeler*, que es el módulo de diseño de ANSYS Workbench. En este trabajo se optó por esa segunda opción.

Design Modeler es un módulo de diseño CAD válido para 2D y 3D que funciona por comandos secuenciales, de tipo declarativo, y muy similar a un lenguaje de programación orientado a objetos pero en este caso orientado a modelizar planos 2D y sólidos 3D.

Se comienza indicando al programa las unidades en las que se va a trabajar, en este caso las del Sistema Internacional, y que el diseño va a ser en 3D. A continuación se parte de un sistema global de coordenadas 3D, y en el plano definido por los ejes X e Y se dibuja un "sketch" ("boceto") que represente el extremo interior de la espiga de la cola de milano, el que va en el plano que contiene a la testa de la vigueta. Se dibujará solamente la mitad para posteriormente obtener la espiga completa por simetría.

Las dimensiones del diseño han de ser todas paramétricas, para posteriormente poder discutir otras geometrías con facilidad. Cada dimensión parametrizada tomará un nombre distinto y único que el programa le asigna. Por ejemplo, el radio de curvatura de la cara interior de la espiga es R7, la altura de la zona recta de la misma V11 (una distancia vertical al origen de coordenadas), y la mitad del ancho de la espiga en su extremo superior recibió la denominación H14 (una distancia horizontal al origen de coordenadas).

Dado que los parámetros antes definidos lo son sobre el plano XY, sus nombres completos y unívocos en *Design Modeler* serán XYPlane.R7, XYPlane.V11, XYPlane.H14.

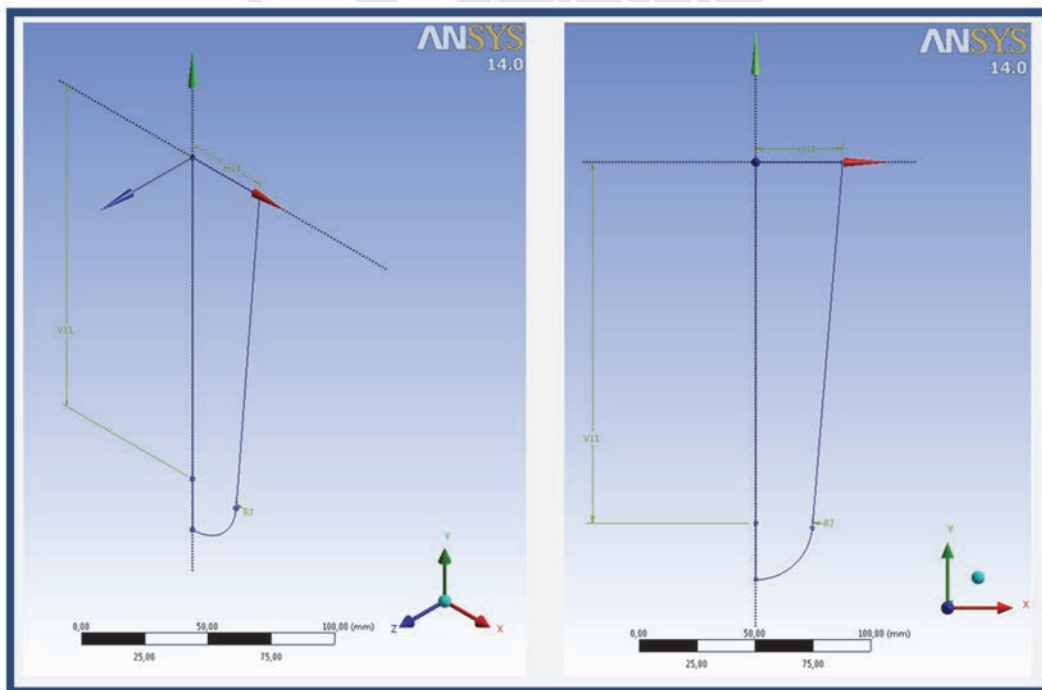


Figura 4.63. Dibujo parametrizado de la mitad del extremo interior de la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.

Material y métodos

A continuación se define un nuevo plano de trabajo paralelo al XY, a una distancia $FD1$ en el eje X respecto del plano XY. Ese nuevo plano se denomina $PlanoXY_P$, por lo que el parámetro que indica su distancia respecto al anterior será el parámetro $PlanoXY_P.FD1$.

Sobre el $PlanoXY_P$ se dibuja un nuevo *sketch*, que será la mitad de la testa de la espiga de la cola de milano, es decir, la mitad de la cara exterior de la espiga.

Ese *sketch*, situado sobre el $PlanoXY_P$, queda definido por los parámetros $PlanoXY_P.V4$ (distancia en proyección vertical del sistema de coordenadas al centro de la circunferencia de la zona redondeada), $PlanoXY_P.R3$ (radio de la circunferencia de la zona redondeada), y $PlanoXY_P.H1$ (distancia en proyección horizontal del origen de coordenadas al extremo de la zona superior).

Téngase en cuenta, además, que dado que el parámetro $PlanoXY_P$ es el que marca la distancia entre el plano interior y el exterior de la espiga de la cola de milano, este parámetro se corresponde también con la longitud de la espiga.

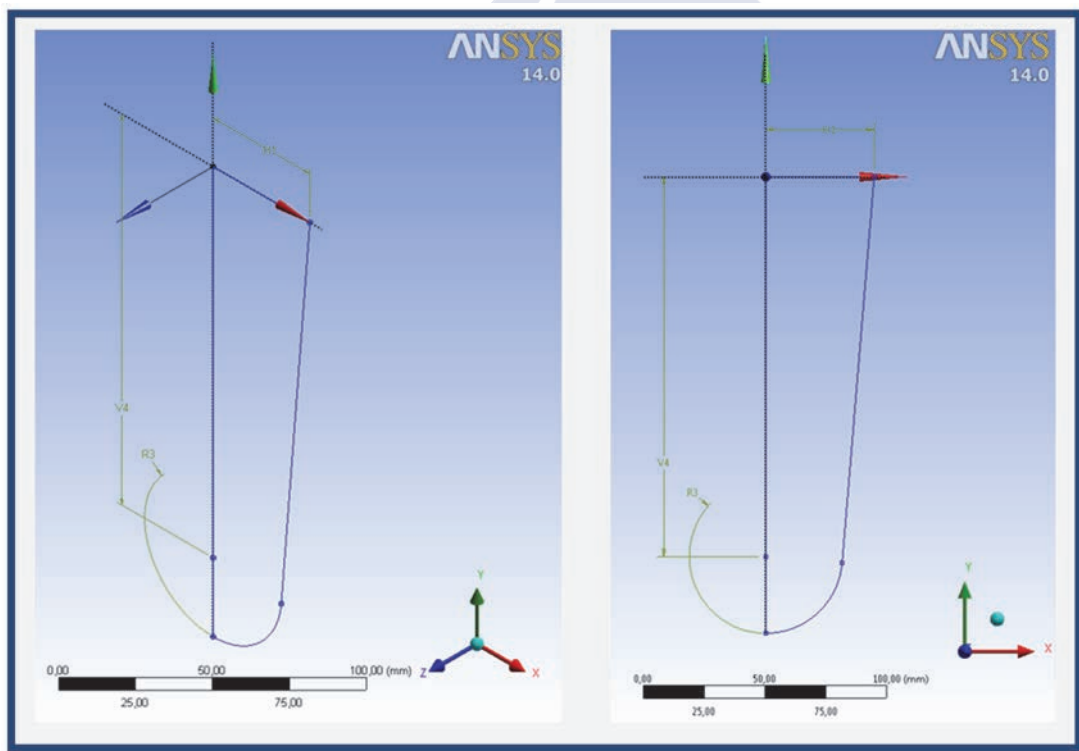


Figura 4.64. Dibujo parametrizado de la mitad del extremo exterior de la espiga de la viga de la unión en cola de milano.

A continuación se seleccionan los dos bocetos creados, y se ejecuta un comando “SKIN/LOFT” que materializa un cuerpo tridimensional tomando los bocetos seleccionados como perfiles transversales del mismo.

Material y métodos

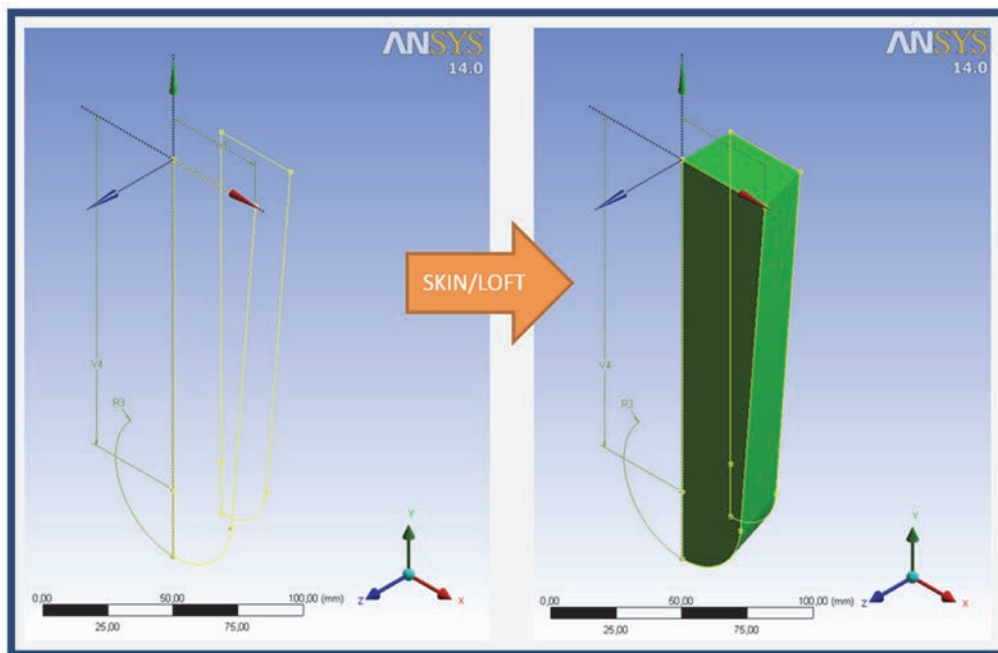


Figura 4.65. Creación parametrizada de la mitad de la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.

Se aplica una simetría sobre el plano ZY y se obtiene la espiga de la cola de milano completa.

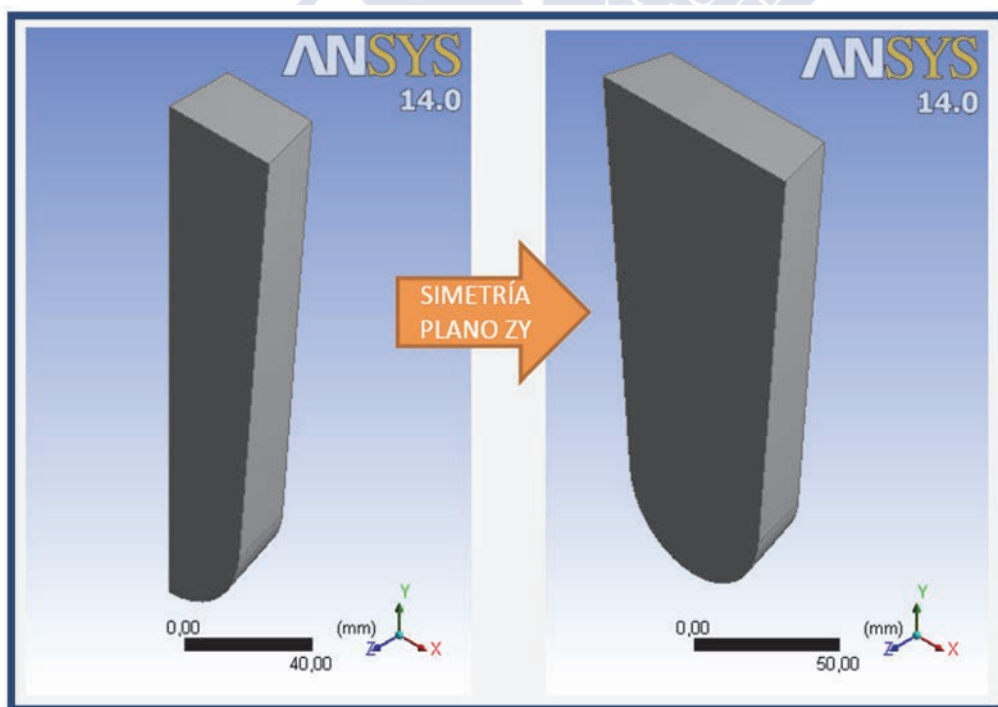


Figura 4.66. Creación parametrizada de la de la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.

Se crea un nuevo boceto sobre el plano XY, que corresponderá con la sección transversal rectangular de la vigueta. Lo definen tres parámetros, *XYPlane.V18* (altura de la vigueta), *XYPlane.H16* (mitad de la anchura de la vigueta) y *XYPlane.H17* que es igual a *XYPlane.H16*.

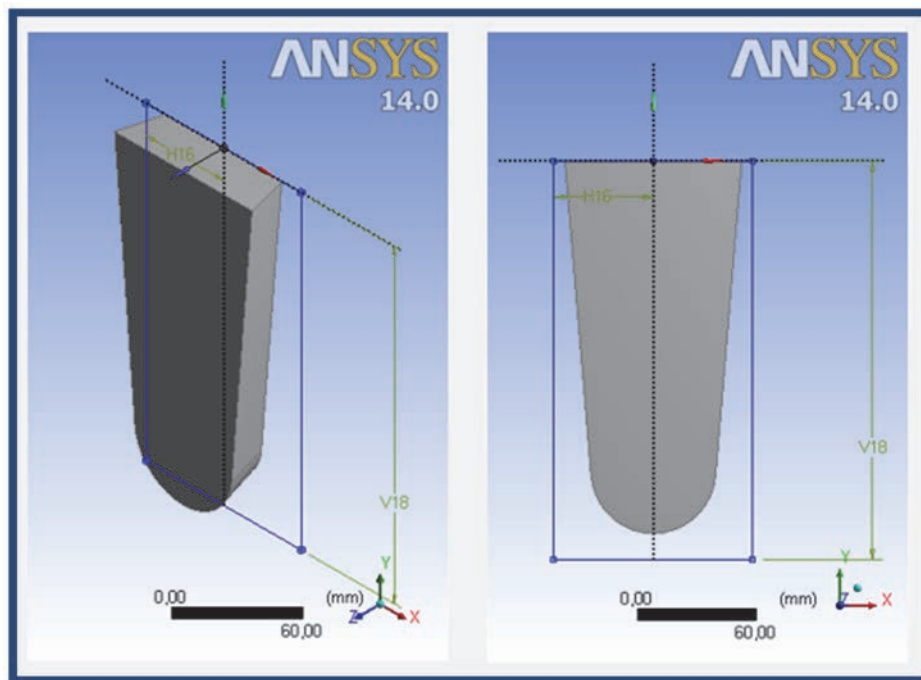


Figura 4.67. Creación parametrizada de la sección transversal rectangular de la vigueta de la unión en cola de milano.

Se extruye el boceto anterior una distancia que será la mitad de la longitud total de la vigueta, obteniéndose el cuerpo principal de la misma. La otra mitad se obtendrá por simetría respecto del plano XY. Esta distancia será también un parámetro, para poder más adelante discutir geometrías con distintas longitudes de viguetas. Se denomina *Extrude2_Cuerpo_Vigueta.FD1*.

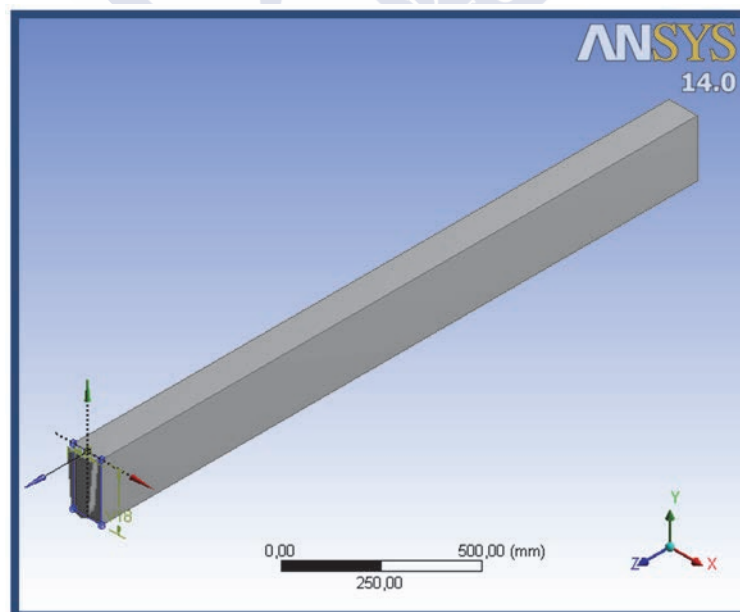


Figura 4.68. Creación parametrizada de la vigueta de la unión en cola de milano

Una vez está creada la vigueta en su totalidad, se crea la viga sobre la que apoya. Se hace mediante el comando “BOX”, que es una simple primitiva de creación de cuerpo prismático

Material y métodos

definido por dos puntos que delimitan sus dos esquinas. Las coordenadas de estos puntos serán también paramétricas:

Punto 1:

- Coordenada X: *Viga_sin_mortaja.FD3*
- Coordenada Y: 0 mm
- Coordenada Z: *Viga_sin_mortaja.FD5*

Punto 2:

- Coordenada X: *Viga_sin_mortaja.FD6*
- Coordenada Y: *Viga_sin_mortaja.FD7*
- Coordenada Z: *Viga_sin_mortaja.FD8*

La Figura 4.69 muestra la creación de dicho cuerpo.

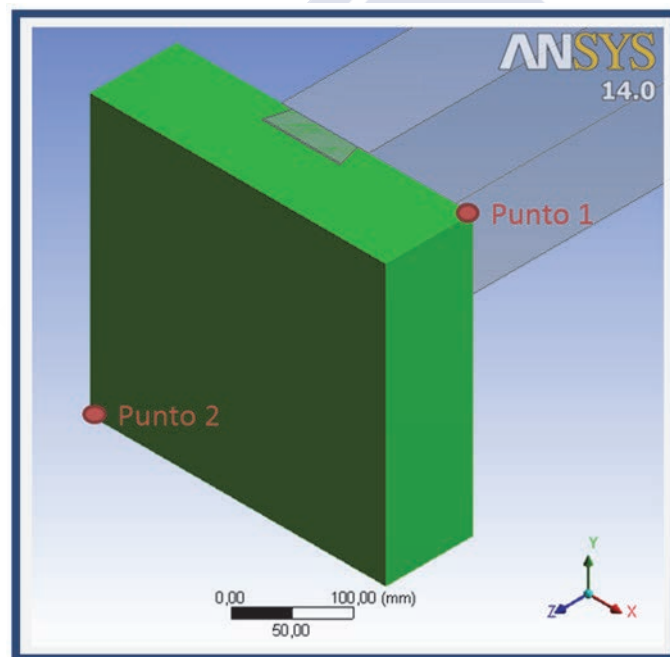


Figura 4.69. Creación parametrizada de la viga en bruto de la unión en cola de milano.

Entre la testa de la vigueta y la cara lateral de la viga en la que apoya puede haber cierta holgura. Dado que la cara interior de la espiga está contenida en el plano XY de valor $Z=0$, el valor de dicha holgura está representado por el valor de la coordenada Z del punto 1, es decir, por el parámetro *Viga_sin_mortaja.FD5*.

A continuación se hace necesario modelizar el cuerpo que representa a la mortaja, que será el hueco que se talla en la viga y que recibe a la espiga de la vigueta.

Material y métodos

Para ello, se oculta momentáneamente el cuerpo recientemente creado, que representa a la viga, y se define un nuevo plano de trabajo: un plano paralelo a los ejes X e Y y que pasa por Punto 1, es decir, un plano paralelo al plano XY del origen de coordenadas distanciado un valor *Viga_sin_mortaja.FD5* de él. Será un plano que, al contener al punto 1, contiene también a la cara de la viga en la que se tallará la mortaja. A ese plano se le denomina *Plano_externo_mortaja* y sobre él se dibujará la mitad del contorno del plano exterior de la mortaja, de forma análoga a como se hizo con la espiga. La definición será paramétrica, siendo los parámetros:

- *Plano_externo_mortaja.V4* = distancia en vertical al centro de la circunferencia que delimita la zona redondeada de la mortaja.
- *Plano_externo_mortaja.R3* = radio de la circunferencia de la zona redondeada de la mortaja.
- *Plano_externo_mortaja.H2* = mitad de la anchura de la zona superior externa de la mortaja.
- *Plano_externo_mortaja.FD1* = distancia en Z al origen de coordenadas, o lo que es lo mismo, separación entre las testas de vigueta (sin espiga) y viga (sin mortaja). Tiene el mismo valor que *Viga_sin_mortaja.FD5*.

Se dibuja también el boceto que define la mitad de la cara de la mortaja en zona más interior de la viga. Se hace sobre un plano que contiene los ejes XY a una distancia en Z igual a la profundidad de la mortaja, que es la profundidad de la espiga más la sobrelongitud (SP).

Se define también paramétricamente, siendo los parámetros los siguientes:

- *Plano_interno_mortaja.V2* = distancia en vertical al centro de la circunferencia que delimita la zona redondeada de la mortaja.
- *Plano_interno_mortaja.R3* = radio de la circunferencia de la zona redondeada de la mortaja.
- *Plano_interno_mortaja.H1* = mitad de la anchura de la zona superior interna de la mortaja.
- *Plano_externo_mortaja.FD1* = profundidad de la mortaja.

Material y métodos

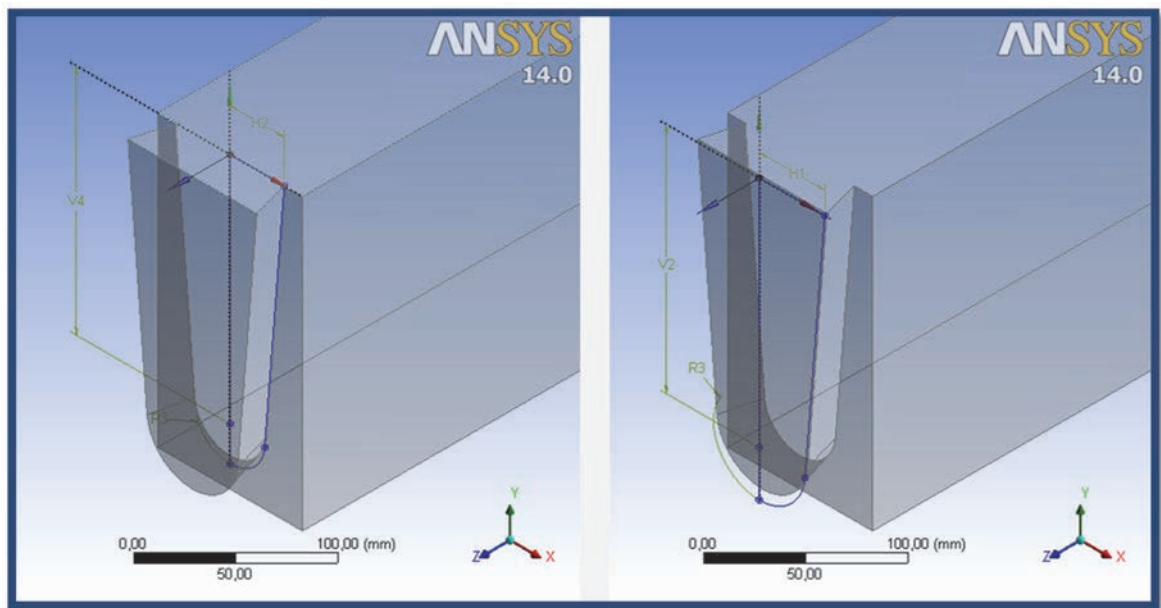


Figura 4.70. Creación parametrizada de la mitad de los planos exterior (izquierda) e interior (derecha) de la mortaja de la viga de la unión en cola de milano.

Con un comando “SKIN/LOFT” se crea un cuerpo tomando los dos bocetos recién creado como perfiles transversales del cuerpo a generar (Figura 4.71).

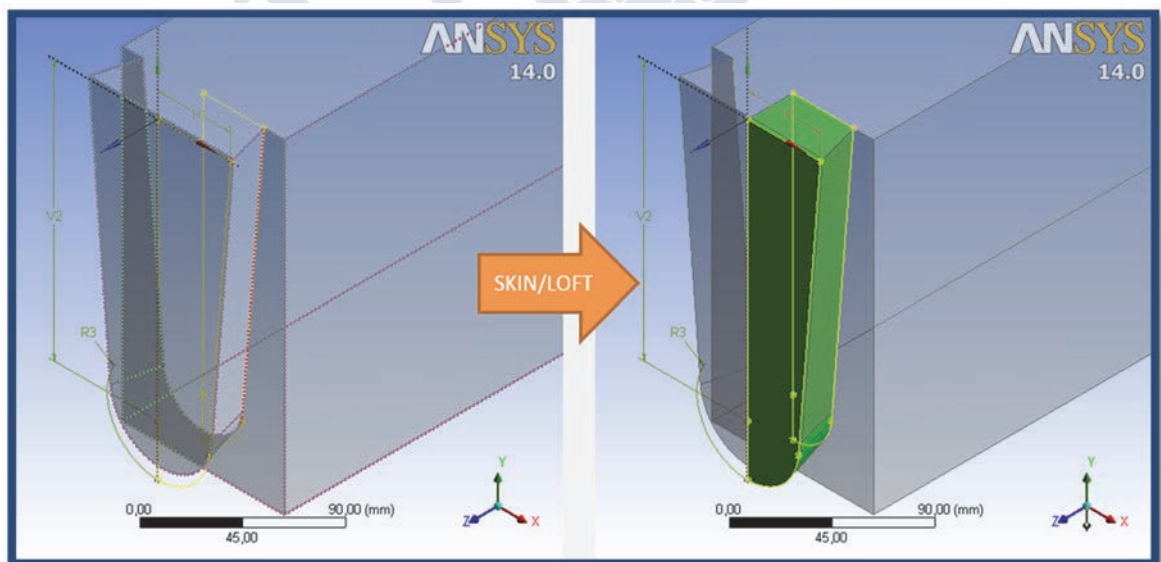


Figura 4.71. Creación parametrizada de la mitad de la mortaja de la viga de la unión en cola de milano.

Por simetría por el plano YZ se duplica el cuerpo recién creado, quedando definido el cuerpo que define el hueco completo de la mortaja de la viga. Se puede ver dicho cuerpo, resaltado en color ocre, en la Figura 4.27.

Material y métodos

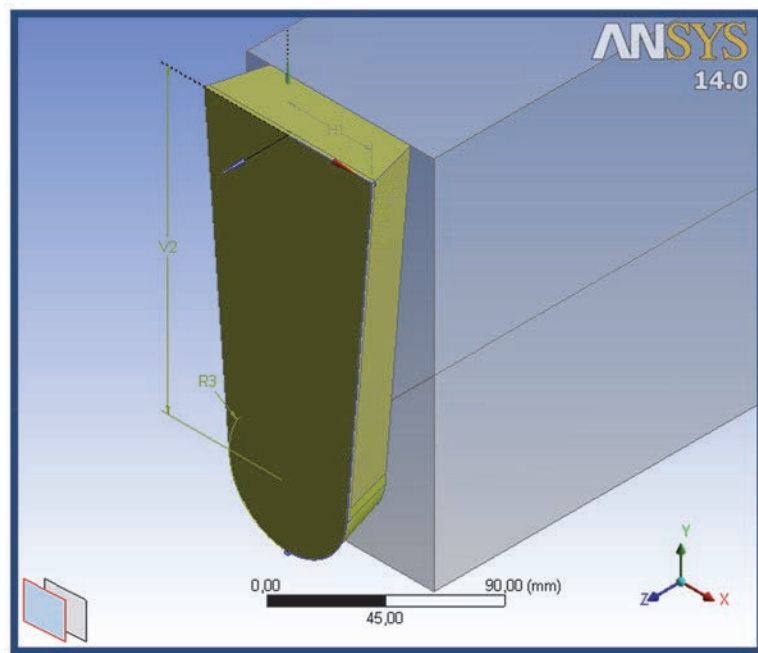


Figura 4.72. Creación parametrizada de la mortaja de la viga de la unión en cola de milano.

Este cuerpo recién creado, la mortaja, está ocupando parcialmente el mismo lugar en el espacio que la espiga de la vigueta. La mortaja es un poco más grande que la espiga de la vigueta debido a la sobrelongitud que se le ha dado (Figura 4.73).

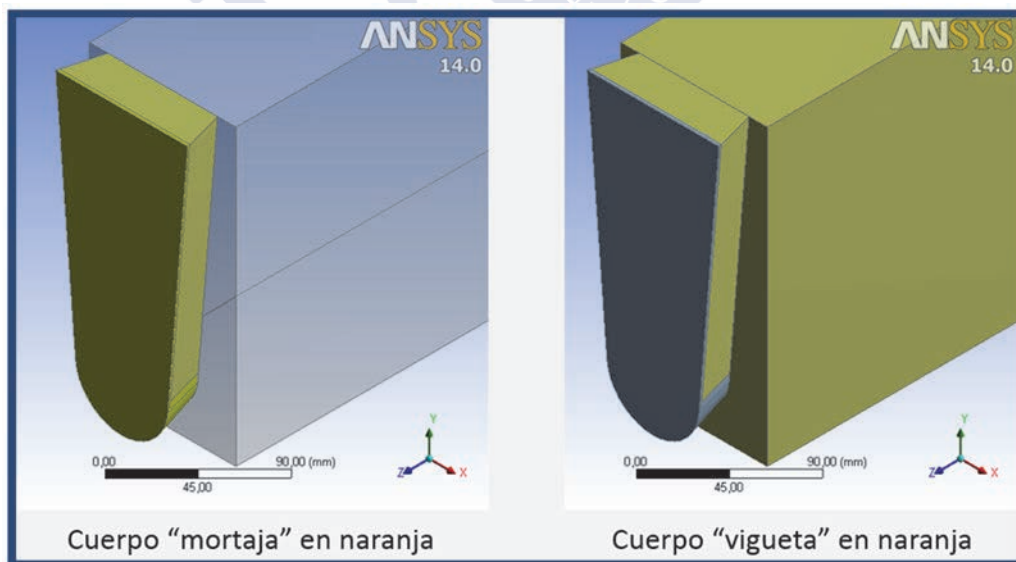


Figura 4.73. Espacio físico en el espacio de la mortaja y la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.

Además, en el momento que se vuelve a visualizar la viga, oculta hasta este momento, se comprueba que ambos cuerpos (mortaja y vigueta) están compartiendo espacio con parte de la viga (Figura 4.74).

Material y métodos

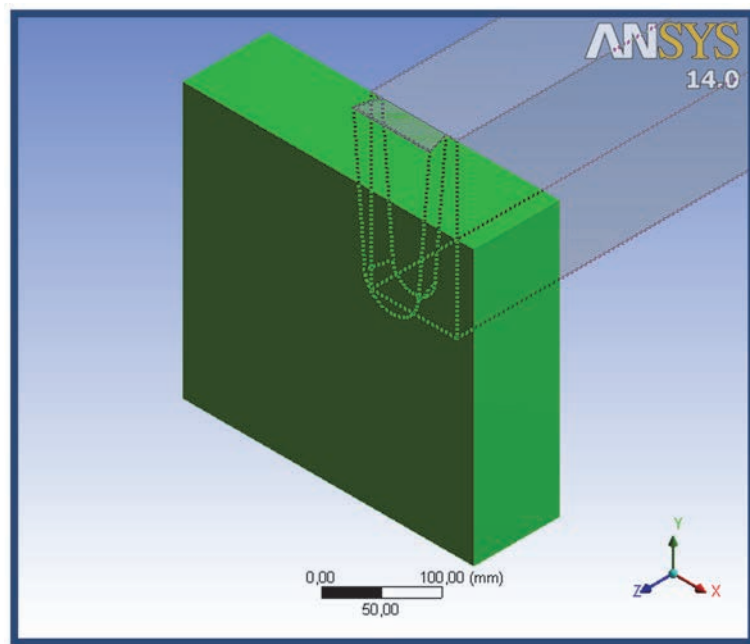


Figura 4.74. Espacio físico en el espacio de la viga, la mortaja y la espiga de la vigueta de la unión en cola de milano.

Para solucionar encuentros en el espacio de cuerpos que ocupan el mismo espacio en *Design Modeler*, se emplean las operaciones booleanas. Si se realiza una operación de sustracción booleana del cuerpo “mortaja” sobre el cuerpo “viga”, el cuerpo viga perderá la parte de su volumen que comparta espacio con la mortaja. El resultado será que al cuerpo viga se le habrá tallado la mortaja (Figura 4.75).

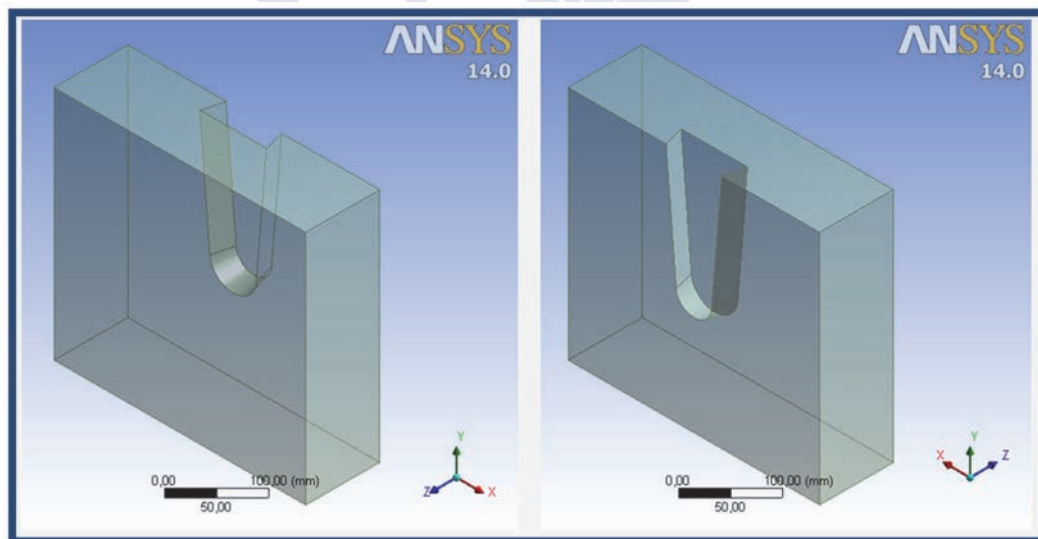


Figura 4.75. Vista en axonometría desde dos puntos de vista opuestos de la viga con la mortaja realizada.

Se realiza otra operación booleana de sustracción: al cuerpo mortaja se le resta el cuerpo vigueta, con lo que el cuerpo mortaja perderá el volumen que ocupa la espiga de la vigueta. El cuerpo que resulta representa el aire situado en la mortaja, entre la viga y la vigueta (Figura 4.76).

Material y métodos

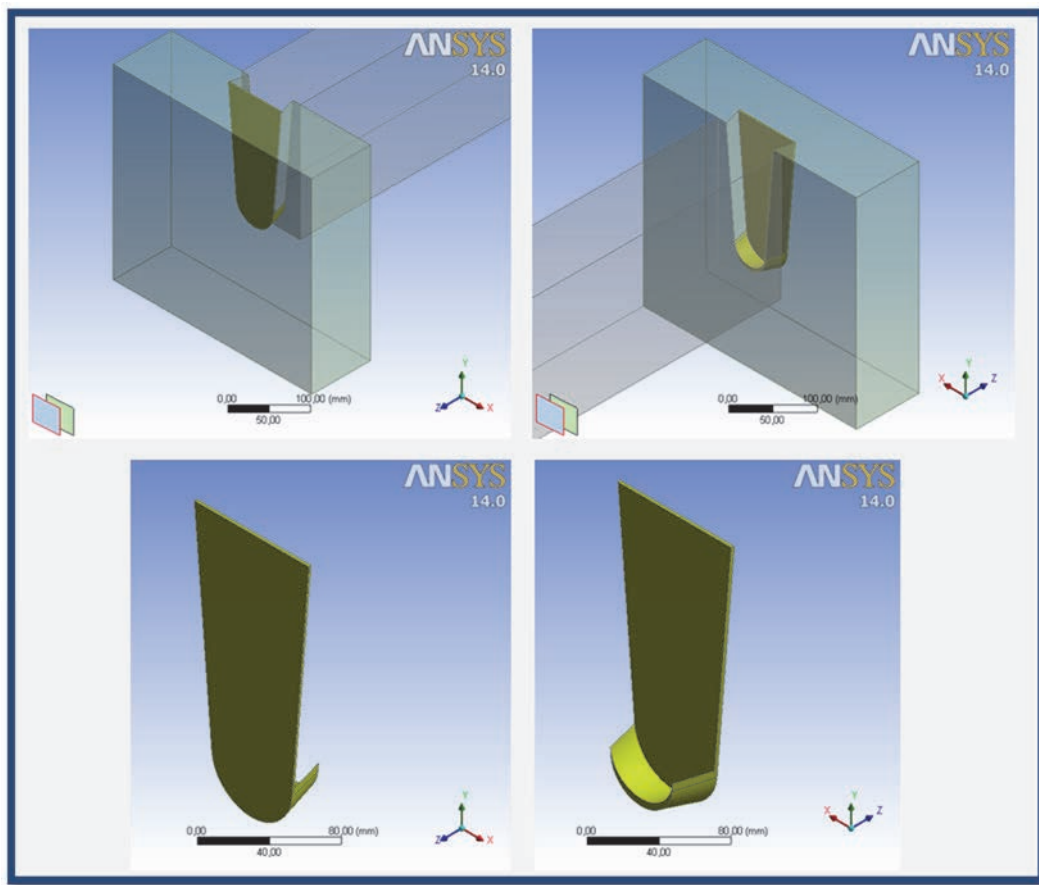


Figura 4.76. Modelización parametrizada del cuerpo que representa el aire en la mortaja de la unión en cola de milano.

Los 3 cuerpos que resultan tras las operaciones descritas son los siguientes:

- Un cuerpo denominado “*vigueta*”, que representa la mitad vigueta de forjado de la unión, con una espiga en su extremo que se apoyará en la mortaja de la viga
- Un cuerpo denominado “*viga*”, que representa una parte de la viga de forjado de la unión, con una mortaja tallada en una cara lateral, en la que descansa la espiga de la vigueta
- Un cuerpo denominado “*aire_milano*”, que representa el aire que se encuentra en la zona de unión entre vigueta y viga, al ser la mortaja de mayor tamaño que la vigueta.

Finalmente el modelo geométrico queda completo y definido por los parámetros indicados anteriormente, de forma que un cambio en cualquiera de los parámetros que definen la unión provoca un rediseño automático del modelo.

El hecho de usar como método de solución el método de solución por radiosity (“*radiosity solver*”) provoca que no sea necesario modelizar el aire que va a transferir calor a las probetas, como se hizo en el caso de la probeta prismática, ya que la condición de contorno no será una temperatura aplicada sobre ese aire, sino que serán unas cargas de convección y de radiación aplicadas directamente sobre las caras expuestas de las probetas, como se verá más adelante.

Material y métodos

En la Figura 4.77 y la Figura 4.78 puede verse el modelo completo desde dos puntos de vista distintos.

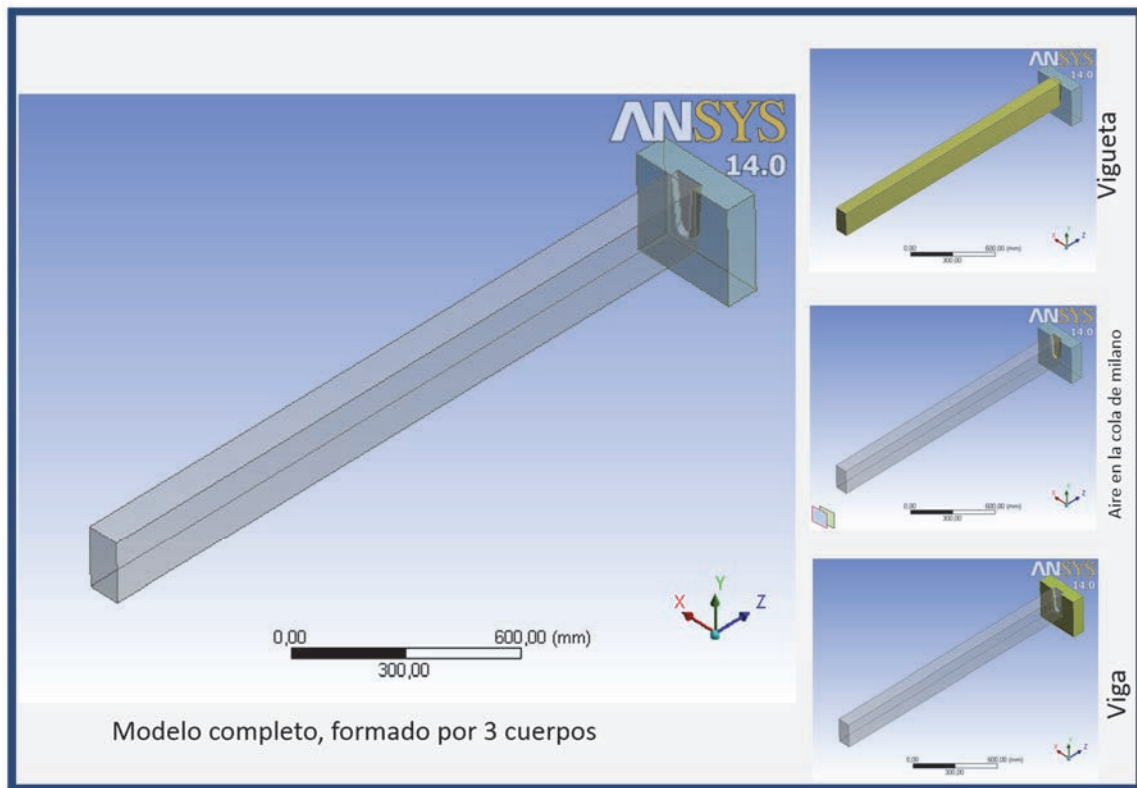


Figura 4.77. Los tres cuerpos del modelo térmico de elementos finitos de unión en cola de milano (vista 1)

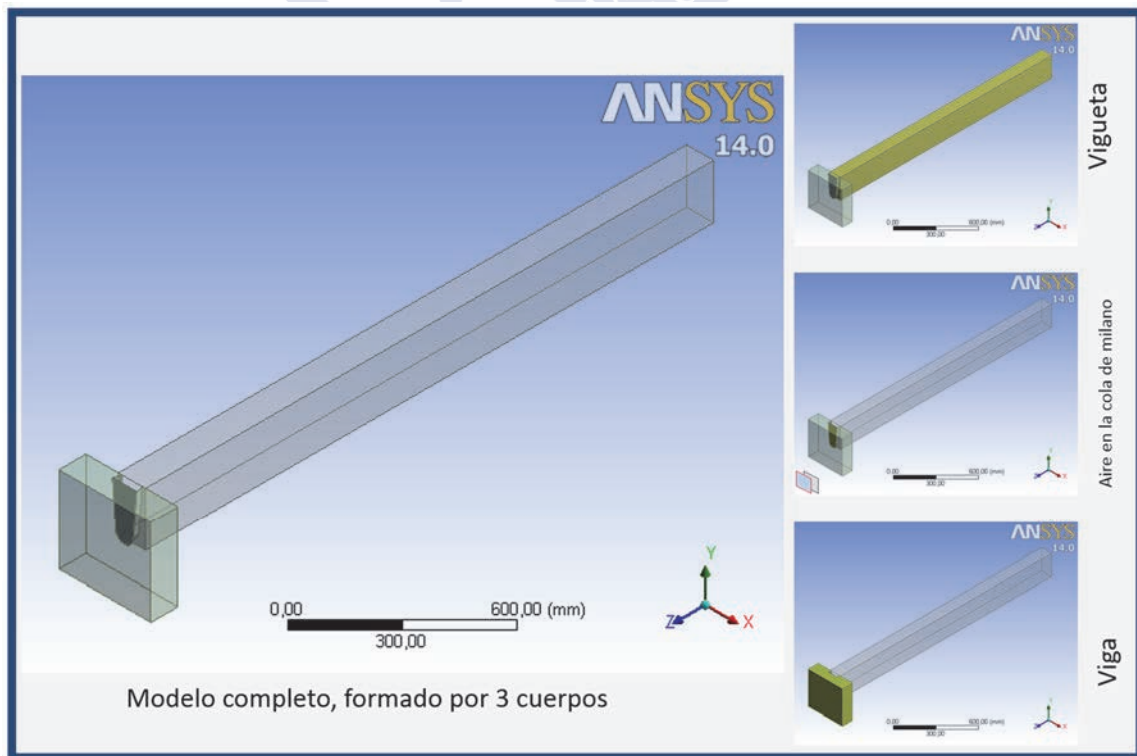


Figura 4.78. Los tres cuerpos del modelo térmico de elementos finitos de unión en cola de milano (vista 2)

Material y métodos

La geometría de esta unión es la misma que la de la ensayada experimentalmente, excepto la longitud de la vigueta, que se tomó de 4,2 m; y la sección de la viga, tomándose la mitad de la experimental. Por tanto los parámetros geométricos que definen este diseño son los de la Tabla 4.1 (página 108).

Propiedades de los materiales (“*engineering data*”)

Fue necesario definir las propiedades térmicas de los tres cuerpos que conforman el modelo:

- Para los cuerpos que representan madera de píce (cuerpos “*vigueta*” y “*viga*”)
 - o Densidad, valores tabulares en función de la temperatura
 - o Conductividad térmica ortótropa, valores tabulares en función de la temperatura y de la dirección considerada
 - o Calor específico, valores tabulares en función de la temperatura
- Para el cuerpo que representa aire (cuerpo “*aire_milano*”)
 - o Densidad, valores tabulares en función de la temperatura
 - o Conductividad térmica isótropa, valores tabulares en función de la temperatura
 - o Calor específico, valores tabulares en función de la temperatura

Para los cuerpos de madera (“*viga*” y “*vigueta*”) se emplearon las propiedades indicadas por el Eurocódigo 5 [208] en su anejo B (informativo), que son las indicadas en la Figura 4.79:

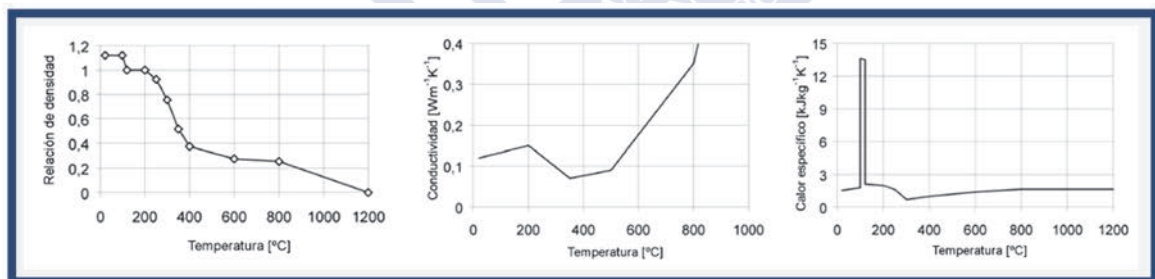


Figura 4.79. Densidad, conductividad térmica y calor específico según el Eurocódigo 5 para madera de conífera, de izquierda a derecha.

Los valores de conductividad térmica de la Figura 4.79 son los indicados para la dirección perpendicular a la fibra. En la dirección paralela a la fibra diversos estudios recomiendan un valor entre 1,5 y 2,8 veces el de la dirección perpendicular fibra [191], como ya se vio en el apartado “*Propiedades térmicas*” del capítulo de antecedentes. Para la simulación por elementos finitos realizada en este trabajo se tomó el doble, siguiendo las recomendaciones de Carsten Erchinger [52]

Sobre estos valores de partida de la Figura 4.79 se fueron introduciendo iterativamente pequeñas variaciones para validar el modelo, siguiendo las indicaciones del propio Eurocódigo 5 en su Anejo B, apartado 2-1-NOTA 2.

Material y métodos

Para modelizar el cuerpo “*aire_milano*”, que representa el aire ubicado en el interior del hueco de la cola de milano, se emplearon los valores que indica la Figura 4.80, referidos por Holman [92], también función de la temperatura.

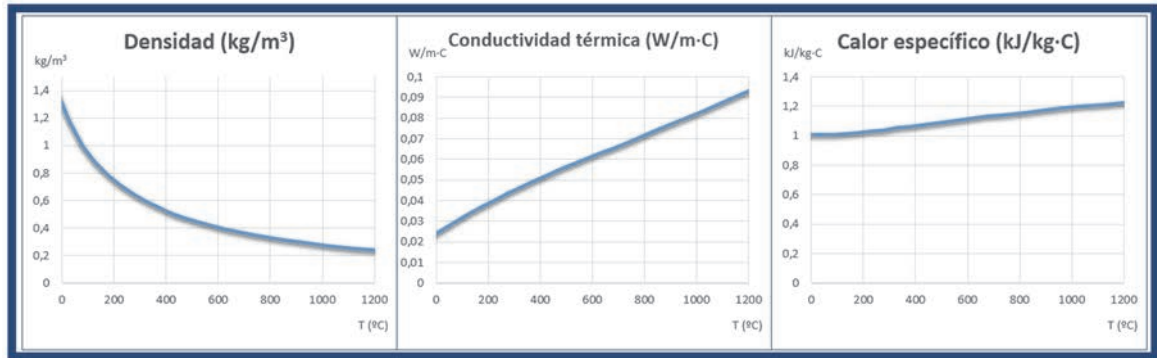


Figura 4.80. Valores propuestos por Holman [92] de conductividad térmica, calor específico y densidad para el aire

Tipo de análisis

El tipo de análisis realizado fue del tipo transitorio térmico, ya que se analizó la transferencia de calor para unos cuerpos que sufren unas condiciones de contorno que varían a lo largo del tiempo.

Condiciones geométricas globales

Para reducir el tiempo de cálculo, el modelo geométrico creado anteriormente y que representa la unión en cola de milano de una viga y una vigueta, se cortó por dos planos que definen dos regiones de simetría:

- La región A es definida por un plano YZ que pasa por el punto origen de coordenadas 0,0,0. De este modo, corta longitudinalmente a la vigueta y a la viga transversalmente en dos mitades.
- La región B es definida por un plano XY que pasa por el punto medio de la vigueta, es decir, a una distancia $L/2$ del origen de coordenadas, cortando la vigueta transversalmente en dos.

En la Figura 4.81 se observan las regiones A y B de simetría.

Material y métodos

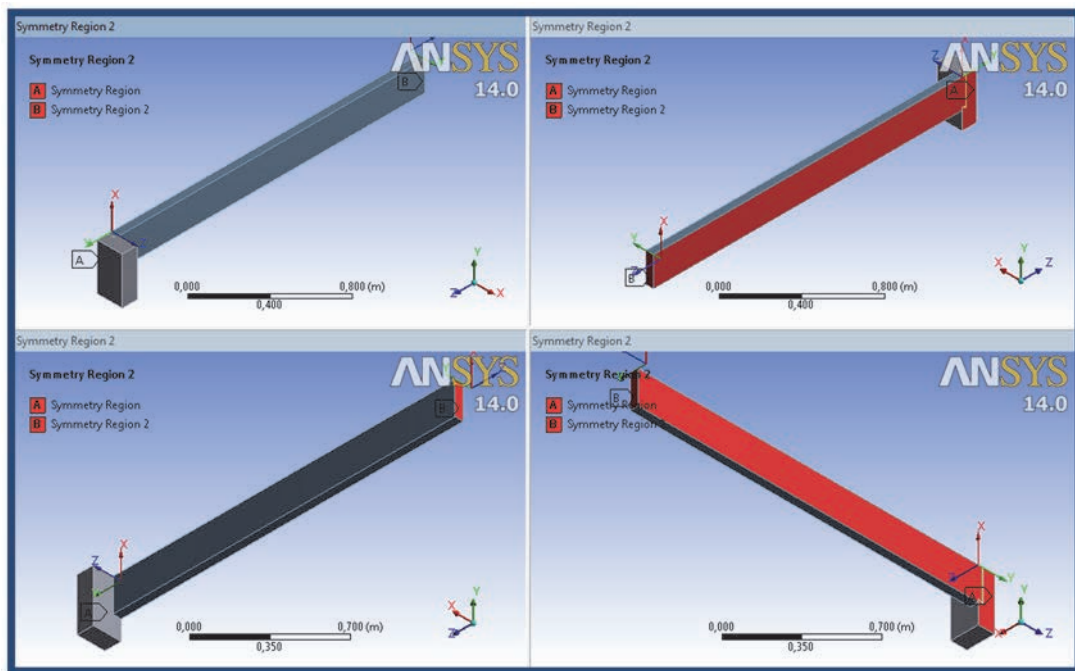


Figura 4.81. Planos de simetría del modelo térmico de elementos finitos de las probetas ensambladas en unión en cola de milano

El punto (0,0,0), origen de coordenadas global, se sitúa en el centro de la cara superior de la espiga de la cola de milano. Se puede ver en la Figura 4.82 representado por la tríada de ejes.

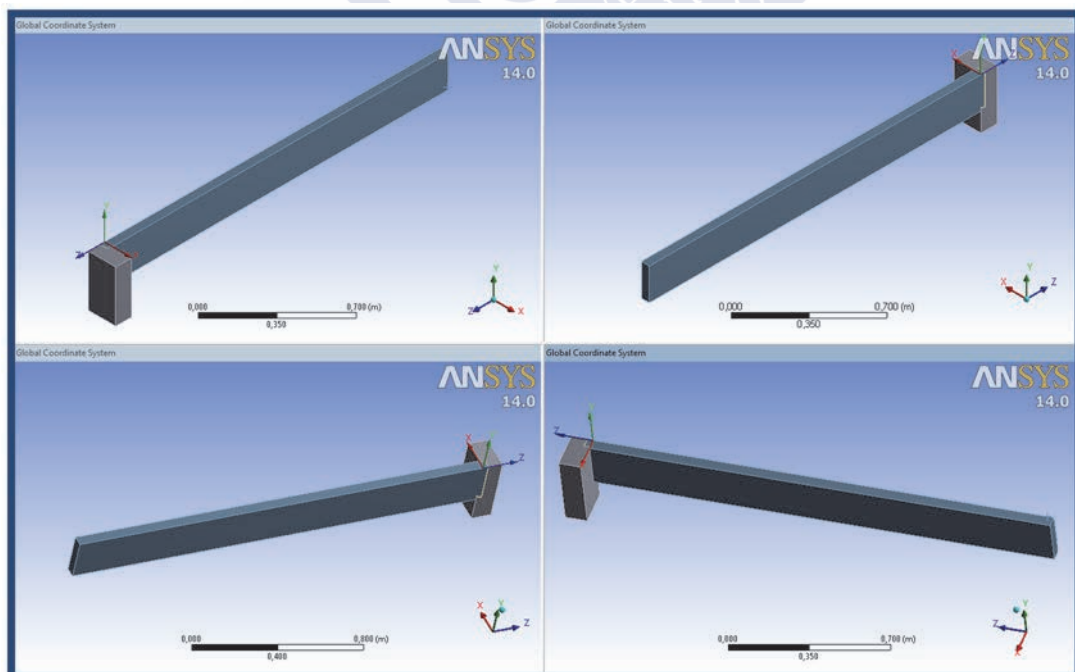


Figura 4.82. Sistema de coordenadas global

Se definieron además los siguientes sistemas de coordenadas:

Material y métodos

- “Eje_vigueta”: la orientación de la fibra en la vigueta es perpendicular a la orientación de la fibra en la viga. En ambos cuerpos, por la definición de las propiedades del material, la fibra debe estar orientada en la dirección del eje X. Por ello, se define un sistema de coordenadas local “Eje_vigueta” respecto al cual se orientó la vigueta. El eje X de este sistema local se orientó en la dirección del eje Z global.

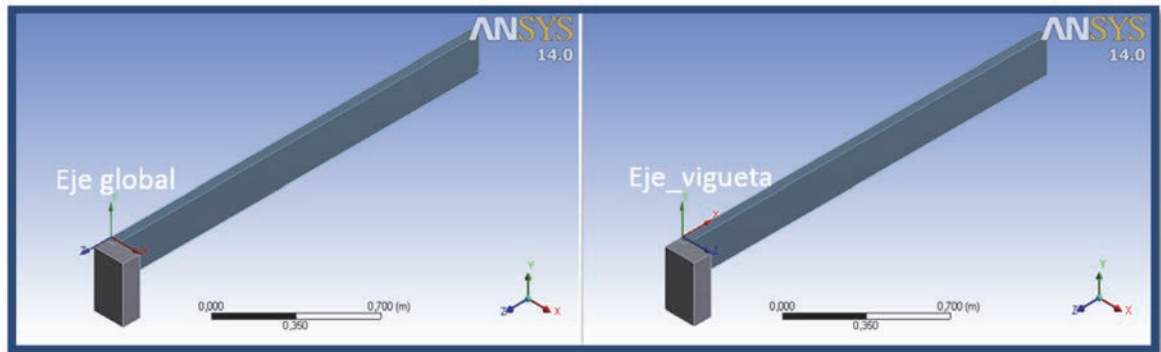


Figura 4.83. Sistemas de coordenadas global y local para la vigueta en el modelo térmico de elementos finitos de la unión en cola de milano.

- “Tp0, Tp1, Tp2, Tp3”: sistemas de coordenadas creados en las ubicaciones geométricas de los termopares 00, 01, 02 y 03 de los ensayos experimentales, para poder ubicar en ellos unas sondas virtuales que registrasen temperaturas a lo largo de los 1800 segundos de ensayo y poder contrastar los resultados virtuales con los experimentales.
- “SondaKönig”: sistema de coordenadas ubicado en la zona central de la vigueta, en una zona no influenciada por la unión, a una profundidad variable y que será la misma que los termopares que König usó en sus ensayos [119], para poder contrastar los resultados virtuales con los resultados de los ensayos realizados por este investigador, usados habitualmente para validar los trabajos de otros investigadores, como por ejemplo [52].

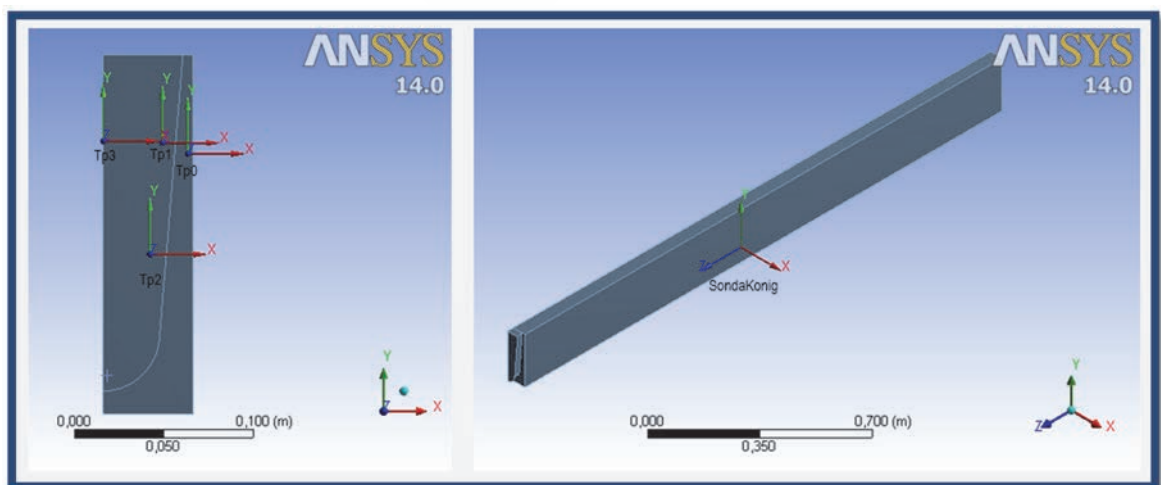


Figura 4.84. Sistemas de coordenadas secundarios en los que se ubicaran varias sondas de temperatura: termopares experimentales (izquierda) y termopares en los ensayos de König (derecha)

Material y métodos

Mallado

El tipo de elemento usado para el mallado, de entre los que ANSYS posee en su librería, fue el SOLID70. Este elemento finito tiene capacidad de transferencia térmica 3-D. Tiene ocho nodos con un único grado de libertad, la temperatura, en cada uno de ellos. Es aplicable a análisis estacionarios térmicos o transitorios térmicos.

Puede verse un esquema de este elemento en la Figura 4.54, página 140.

En cuanto al tipo de mallado, se provocó que fuese casi completamente regular, con predominancia de hexaedros en la viga y la vigueta, empleando varios mecanismos de control manual sobre el proceso de mallado, como la definición de un número de divisiones en determinadas aristas o refinamientos del mallado en algunas zonas. Si bien para el modelo térmico la regularidad del mallado no afectaba a los resultados, el posterior modelo termo-mecánico sí se veía afectado por este parámetro, por lo que se decidió forzar desde un primer momento la regularidad en el mallado de todos los cuerpos excepto en el cuerpo aire_milano, ya que la propia forma del cuerpo imposibilitaba dicha regularidad.

Se definió un tamaño genérico de elemento para la viga y la vigueta de 8 mm

En la zona de la espiga de la cola de milano se provocó la división de los elementos en otros de menor tamaño, hasta los 2 mm

Finalmente el mallado creado lo formaban 72.570 nodos y 62.274 elementos (Figura 4.85)

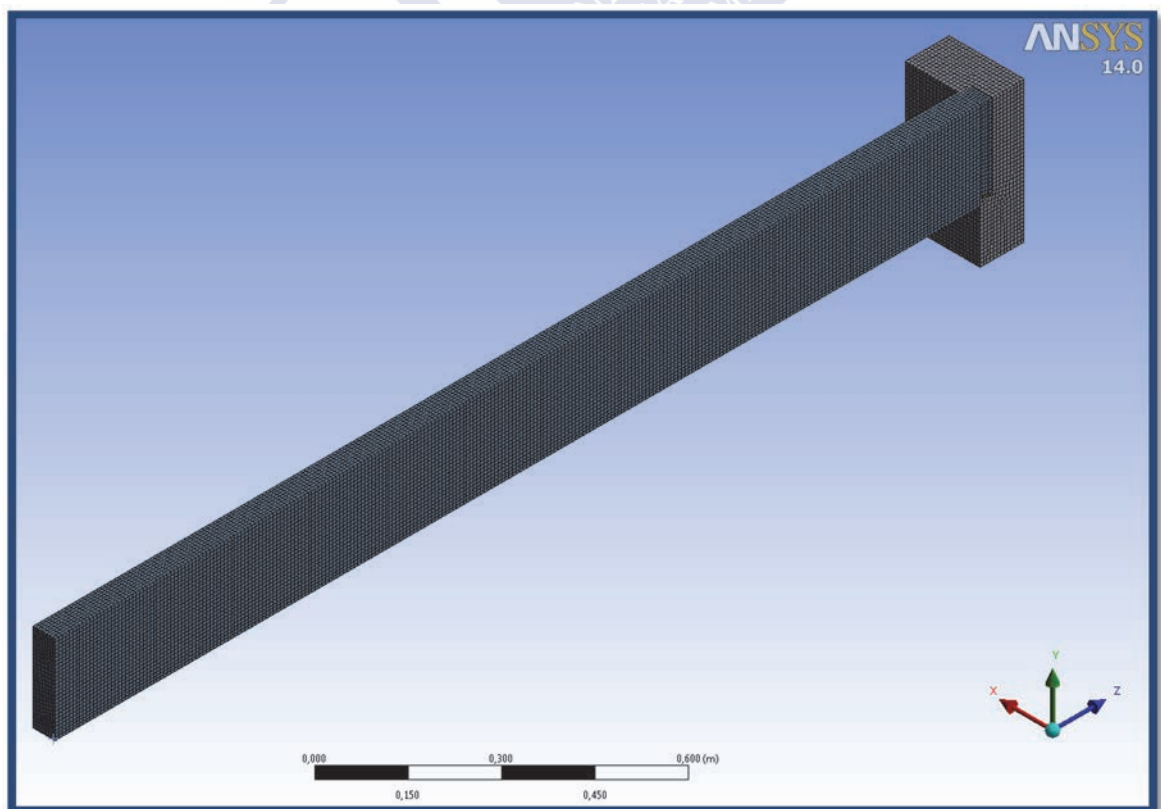


Figura 4.85. Mallado del modelo térmico (vista general)

Material y métodos

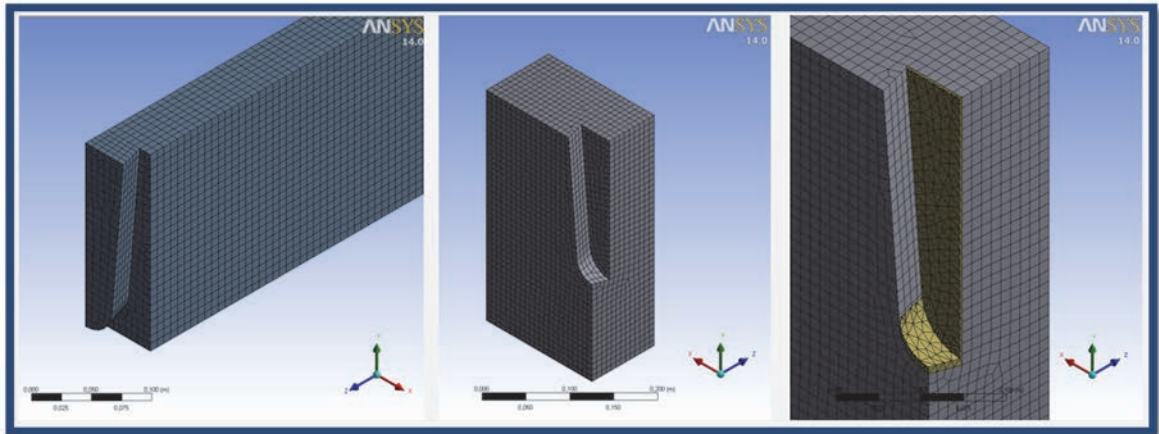


Figura 4.86. Mallado del modelo térmico (vista de detalle)

Contactos

El método de los elementos finitos exige que las interacciones entre cuerpos con distintas propiedades se definan a través de lo que se denomina “*contacto*”.

En este caso se definieron 3 regiones de contacto, que se correspondían con las zonas donde unos cuerpos interactuaban con otros:

- Contacto entre vigueta y aire_milano

En color verde, en la Figura 4.87 se resaltan las superficies de contacto entre ambos cuerpos.

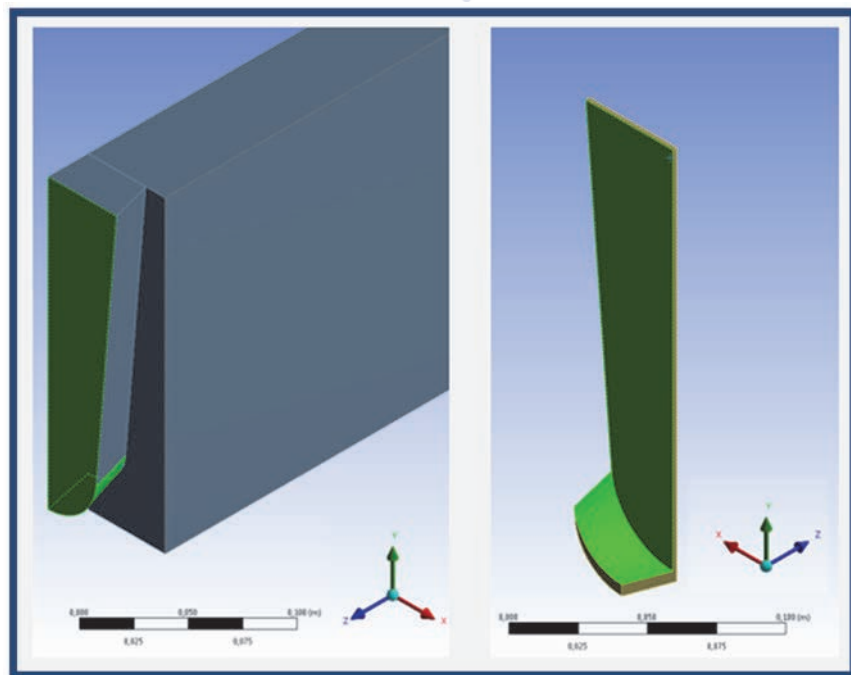


Figura 4.87. Contacto entre vigueta y aire_milano en el modelo térmico

Material y métodos

- Contacto entre viga y aire_milano

En color verde, en la Figura 4.88 se resaltan las superficies de contacto entre ambos cuerpos.

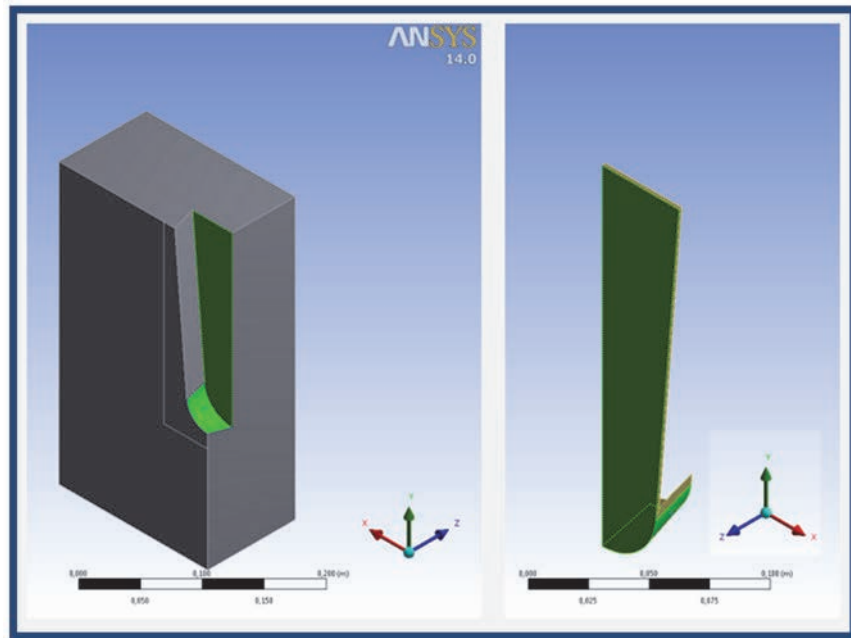


Figura 4.88. Contacto entre viga y aire_milano en el modelo térmico.

- Contacto entre viga y vigueta

En color verde, en la Figura 4.89 se resaltan las superficies de contacto entre ambos cuerpos.

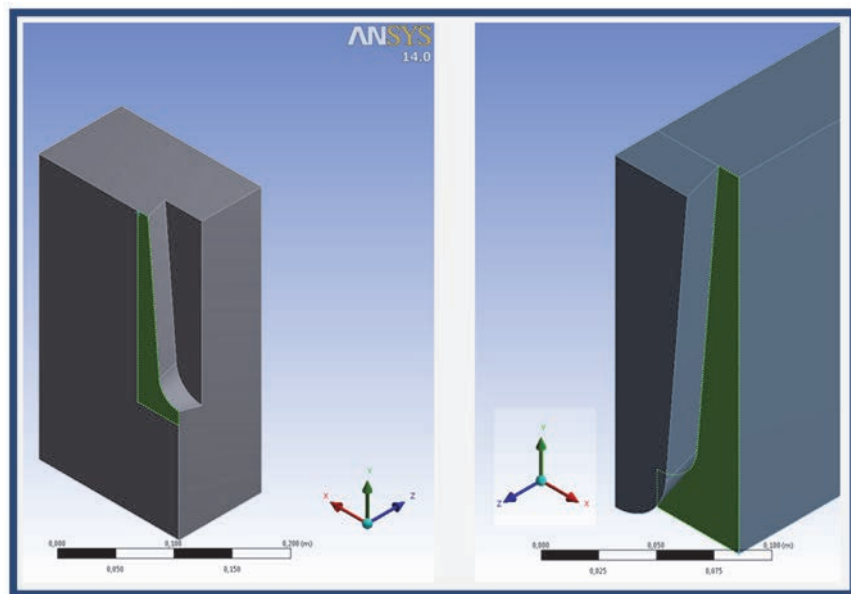


Figura 4.89. Contacto entre viga y vigueta en el modelo térmico.

Material y métodos

De entre los posibles tipos de contacto que Ansys Workbench permite definir, se eligió el tipo *“bonded”*. Esto implica que los cuerpos están unidos entre sí a efectos térmicos. Como fórmula de cálculo, se empleó la que el programa denomina *“MPC”* (*“internal multipoint constraint algorithm”*), ya que por el método de ensayo y error se observó que era la que mejores resultados de convergencia ofrecía.

Ajustes globales del análisis

El tipo de solución seleccionado fue el *“radiosity method”*, es decir, el método de radiosidad, que tiene en cuenta la transferencia de calor por radiación y por conducción, entendiendo la convección como un tipo particular de conducción.

Al tratarse de un análisis transitorio térmico, las condiciones de contorno cambian a lo largo del tiempo. Cada vez que se produce una variación de este tipo, se define un nuevo *“paso de carga”*. Ansys permite definir hasta 10.000 pasos de carga para un análisis transitorio térmico.

La elección del número y duración de cada paso de carga supuso un compromiso entre tiempo de cálculo y precisión en la solución, y condicionó de un modo crítico el éxito en la convergencia del modelo. Al ser las condiciones de contorno diferentes para cada paso de carga, es decir, función del tiempo, crear pasos de carga supone discretizar la función continua tiempo-temperatura indicada en la norma ISO 834 que ofrece el valor de la temperatura del ambiente en función del tiempo.

El ensayo experimental tuvo una duración de 1800 segundos, por lo que una primera propuesta podría haber sido fijar 1800 pasos de carga de 1 segundo de duración cada uno. No obstante, el tiempo computacional requerido sería inmenso y el tamaño del fichero de resultados inmanejable.

En el otro extremo, simplificar demasiado la simulación y proponer por ejemplo 30 pasos de carga de 60 segundos de duración cada uno provocaba la no convergencia del modelo, seguramente por el cambio brusco de las condiciones de contorno del modelo en los primeros instantes del ensayo (en el paso 1, $t = 0$ segundos, la temperatura del ambiente es de 20 °C, mientras que un solo paso después, a los 60 segundos es de 349,2 °C).

Además, fijar pasos de carga muy extensos en los primeros instantes de incendio provocaba que se desvirtuasen las condiciones de contorno, ya que la temperatura que se aplicaba entre dos pasos de carga sucesivos es interpolada entre esos puntos, provocando que la temperatura del ambiente no sea exactamente la que indica la ISO 834. Este problema se minimiza fijando pasos de carga más pequeños.

En la Figura 4.90 se representa, en color rojo, la curva normalizada tiempo-temperatura descrita en la norma ISO 834, mientras que en color azul se representan las temperaturas del ambiente que tomará la simulación al discretizar el continuo temporal en pasos de carga. A la izquierda puede verse una discretización de la curva ISO en pasos de carga demasiado amplios, con lo que la temperatura simulada en los primeros instantes del incendio no es correcta. En la misma figura, a la derecha, se refleja una discretización en pasos de carga de menor duración (aún siendo demasiado grosera aún), con lo que los valores de temperatura del ambiente de la simulación serán más similares a los de la curva ISO.

Material y métodos

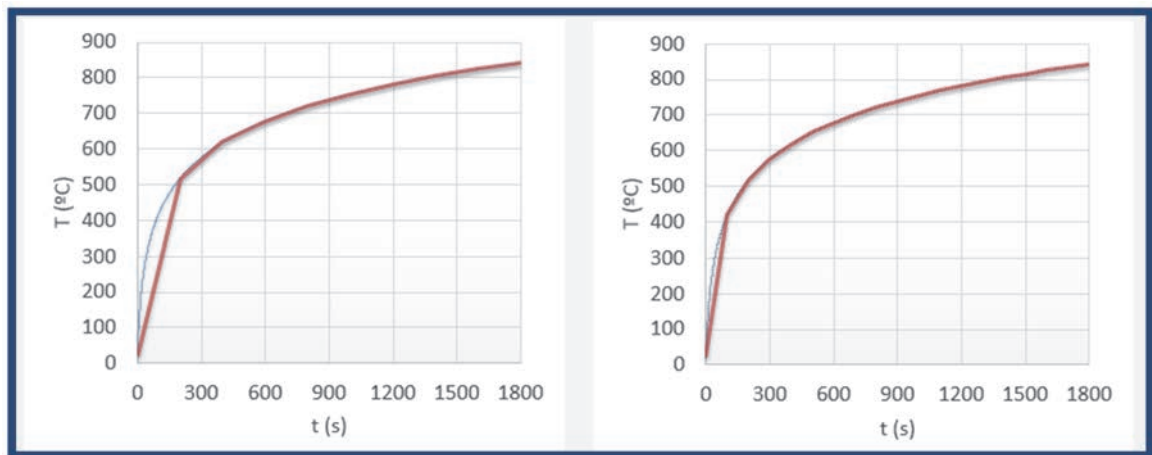


Figura 4.90. Efecto de la discretización en pasos de carga de la curva ISO 834

La resolución óptima pasó por fijar pasos de carga de duración muy pequeña en los primeros instantes de simulación, es decir, los primeros pasos de carga fueron muy cortos en los primeros momentos de incendio; mientras que los últimos podían ser más largos ya que la variación de temperatura era inferior. Mientras que en los 30 primeros segundos de ensayo (segundo 0 al 30) la variación térmica es de 261,1 °C; en los 60 últimos (segundos 1740 a 1800) la variación es de 5,1 °C. En la Figura 4.91 puede verse la discretización adoptada en el modelo de elementos finitos de este trabajo, con pasos de carga de corta duración en los instantes iniciales que se van haciendo más amplios a medida que discurre el tiempo de simulación.

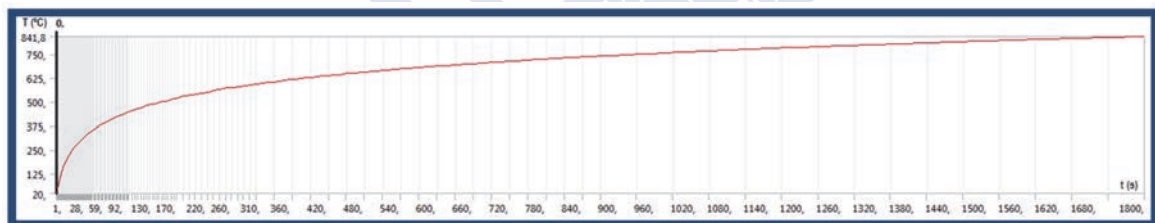


Figura 4.91. Pasos de carga en el modelo de elementos finitos térmico de la unión en cola de milano

Para determinar la duración concreta de cada paso, se establecieron dos condiciones:

- Que la variación de temperatura entre ese paso y el anterior no fuese superior a un determinado valor frontera.
- Que la duración de dicho paso no superase una cantidad determinada de milisegundos.

Por el método de ensayo y error se determinaron unos valores frontera para el tiempo y la temperatura óptimos:

- escogiendo valores frontera demasiado elevados, el número de pasos disminuía, y con ello el tiempo de cálculo, pero la convergencia del modelo se volvía dificultosa o llegaba directamente a no producirse, obteniéndose además unos resultados alejados de los obtenidos en los ensayos experimentales.

Material y métodos

- tomando valores frontera demasiado pequeños, el número de pasos se elevaba. Con ello, la convergencia se lograba con una mayor facilidad, pero el tiempo de cálculo se elevaba enormemente y el archivo de resultados se volvía casi inmanejable. Además no se lograba un incremento en la precisión de los resultados que compensase el incremento de esfuerzo de cálculo.

Se establecieron unas condiciones de convergencia determinadas, que son parámetros de entrada al método de solución por radiosidad de Ansys, y que son las siguientes:

- Un valor de tolerancia para la convergencia en cada paso de carga basado en el flujo de calor de $1E-002$
- Se aumentó el valor máximo de 10000 iteraciones de cálculo en cada paso de carga a 10.000, ya que por defecto ANSYS toma el valor de 1.000.
- Un valor de tolerancia para cada iteración dentro de cada paso de carga de 0,1.
- Un valor de sobre-relajación de 0,1.
- Un valor de coeficiente de resolución para el método del hemicubo, que es el que ANSYS emplea para calcular el factor de forma que participa del cálculo de transferencia de calor por el método de radiosidad, de 10. De todos modos, en casos de transferencia de calor por radiación con correlación entre una superficie y el ambiente, como es el caso, ANSYS toma automáticamente un valor de 1,0 para el factor de forma, por lo que en este caso el coeficiente de resolución para el método del hemicubo no tiene trascendencia.

Se definieron las condiciones de registro de resultados para que se grabasen en el fichero de resultados un número razonable de datos de flujo de calor y de temperatura, no los obtenidos en todas y cada una de las iteraciones de cálculo, sino solamente los de la última iteración de cada paso de carga.

También se definió el sistema de unidades a emplear en el cálculo, que fueron las del Sistema Internacional, manteniendo la coherencia con las empleadas en el módulo de definición de geometría *Design Modeler*.

Condiciones de contorno

De acuerdo con lo indicado en la norma UNE-EN-1363-1 [200] se partió de una temperatura ambiente en el instante $t = 0$ segundos de $20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Se supuso además que todos los elementos que formaban parte del ensayo se encontraban a esa temperatura uniforme en ese instante inicial.

Las acciones térmicas a aplicar en cada paso de carga fueron las definidas en el Eurocódigo 1 [206], tal y como se expuso en el apartado “*Acciones térmicas*” de los antecedentes de este trabajo, concretamente en la ecuación (2-32) de la página 52. Por tanto, conforme a esa ecuación, las cargas a aplicar serán dos: una que corresponda con la transferencia de calor por convección y otra que se corresponda con la transferencia de calor por radiación.

Material y métodos

El flujo de calor por convección (ecuación (2-33) de este trabajo, en la página 52, obtenida del Eurocódigo 1) indica que dicho flujo es función de:

- La temperatura del aire que rodea al elemento estructural.
- La temperatura del elemento estructural.
- El coeficiente de transferencia de calor por convección (25 W/m^2).

Para cada paso de carga ANSYS permite definir el valor de estos tres parámetros:

- La temperatura del aire es una variable de entrada en ANSYS a introducir por el usuario, y se calculó empleando la ecuación (2-34), página 53, que es la de la curva normalizada tiempo temperatura que se indica en la norma ISO 834, siendo el tiempo el de fin de cada paso de carga.
- La temperatura del elemento estructural en el inicio de cada paso de carga es la solución que ANSYS ha calculado en el paso de carga anterior.
- El coeficiente de transferencia de calor por convección es una variable a introducir por el usuario, y puede considerarse, en las caras expuestas, igual a 25 W/m^2 tal y como indica el Eurocódigo 1.

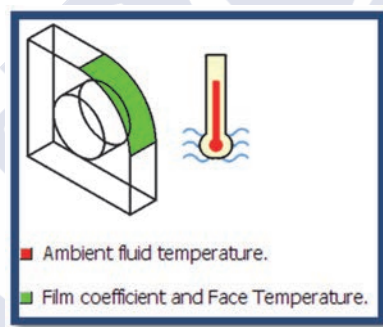


Figura 4.92. Representación esquemática de la transferencia de calor por convección en ANSYS

Esta carga de convección se aplica sobre las caras expuestas al fuego de los elementos estructurales, tal y como se observa en la Figura 4.93.

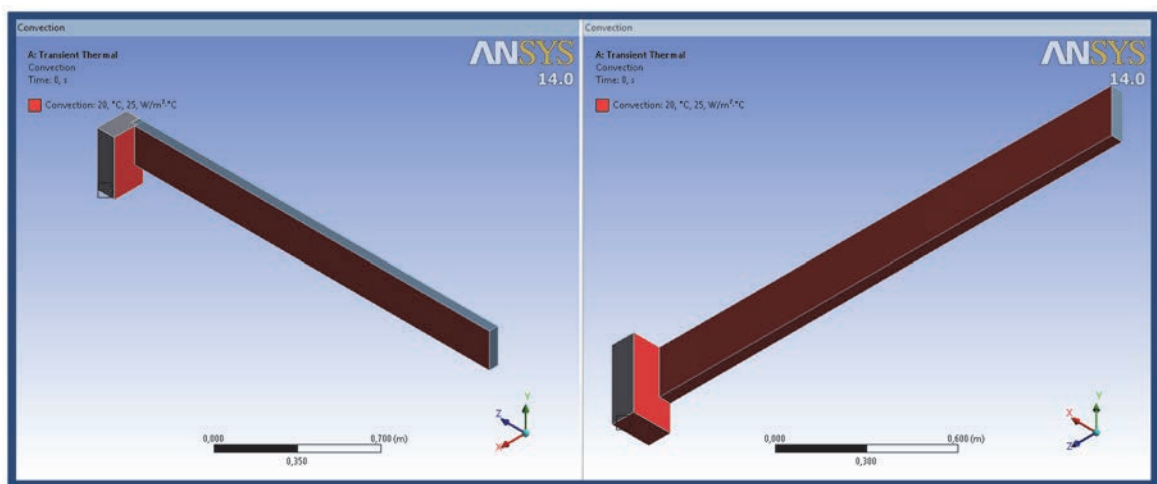


Figura 4.93. Aplicación de convección en ANSYS

Material y métodos

En cuanto al flujo de calor por radiación, la ecuación (2-35) de este trabajo (página 53), obtenida del Eurocódigo 1, indica que dicho flujo es función de:

- El valor del factor de forma.
- El valor de la emisividad de la superficie del elemento estructural.
- El valor de la emisividad del fuego.
- El valor de la constante de Stephan Boltzmann.
- La temperatura efectiva de radiación del fuego.
- La temperatura de la superficie del elemento estructural.

Para cada paso de carga ANSYS permite definir el valor de todos los parámetros anteriormente citados:

- ANSYS permite que el usuario seleccione entre dos tipos de transferencia de calor por radiación: transferencia superficie-superficie o, o transferencia superficie-ambiente. En el primer caso, empleando el método del hemicubo, ANSYS calculará automáticamente el valor del factor de forma en función de las posiciones relativas de las superficies radiantes entre sí. Si se selecciona el segundo caso, es decir, radiación entre superficie y ambiente, el valor del factor de forma se considera igual a 1.0. Este valor coincide con el valor de 1.0 que prescribe el Eurocódigo 1.
- El valor de la emisividad de la superficie del elemento estructural es una variable de entrada a introducir por el usuario. En la Tabla 2.23 de este trabajo, en la página 85, se recogen distintos valores propuestos por diversos investigadores, así como el propuesto por el Eurocódigo 1, que es un valor de 0,8. Este último fue el adoptado en este trabajo.
- Para el valor de la emisividad del fuego, la Tabla 2.23 también presenta distintos valores propuestos por varios investigadores. El Eurocódigo 1 indica que generalmente se toma un valor de 1,0, y ese fue el empleado en este trabajo. ANSYS, para casos de radiación superficie-ambiente, ya usa automáticamente este valor de 1.0 (si la radiación fuese superficie-superficie, permitiría indicar un valor de emisividad diferente).
- El valor de la constante de Stephan Boltzmann está implementado en la programación de ANSYS (aunque puede variarse si se desea, por ejemplo por uso de un sistema de unidades diferente) y es de $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$
- La temperatura efectiva de radiación del fuego es una variable de entrada en ANSYS. El Eurocódigo 1 indica que puede considerarse igual a la temperatura del gas alrededor del elemento estructural. Por lo tanto se calculará empleando la ecuación (2-34) de la página 53, que es la de la curva normalizada tiempo-temperatura que se indica en la norma ISO 834, siendo el tiempo el de fin de cada paso de carga.
- La temperatura de la superficie del elemento estructural es la solución que ANSYS ha calculado en el paso de carga anterior.

Esta carga de radiación se aplicó sobre las caras expuestas al fuego, que son las mismas sobre las que se aplicó carga de convección, tal y como se observa en la Figura 4.94.

Material y métodos

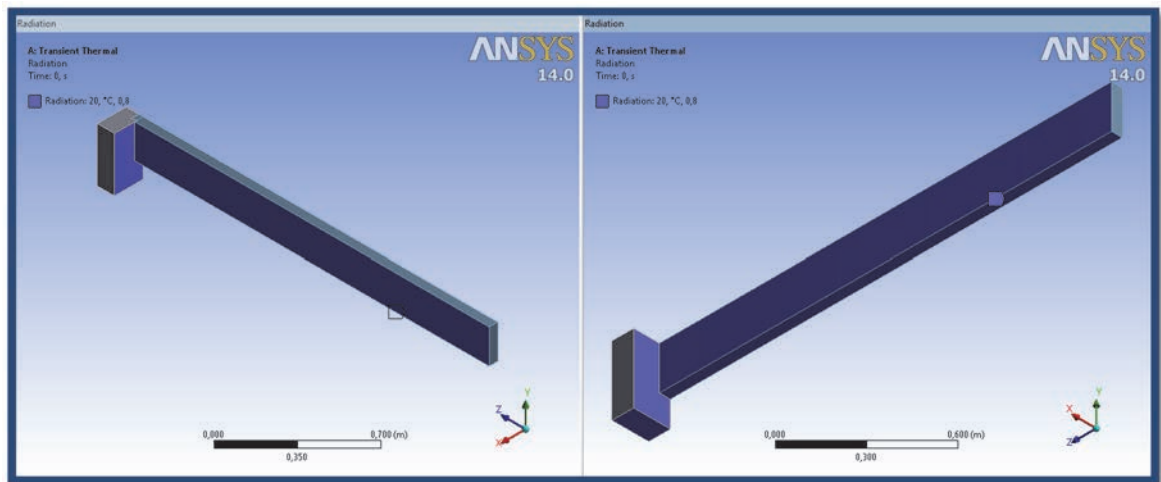


Figura 4.94. Aplicación de radiación en ANSYS Workbench sobre las caras expuestas

El Eurocódigo 1 indica además que en las caras no expuestas de los elementos separadores, el flujo neto de calor debería calcularse utilizando las ecuaciones descritas anteriormente, tomando un valor de coeficiente de transferencia de calor por convección de 4 W/m^2 , o de 9 W/m^2 cuando se suponga que incluye los efectos de transferencia de calor por radiación.

Dado que se desconocía el grado de exposición de las caras interiores de la unión en cola de milano, que a priori se consideran como mínimo semiprotegidas al no estar expuestas de modo directo al fuego, se optó por elaborar dos modelos diferentes:

- Un modelo "A" en el que no se consideró carga térmica alguna además de las indicadas anteriormente.
- Un modelo "B" en el que, además de las cargas térmicas descritas anteriormente, se aplican ciertas cargas térmicas de convección y de radiación en las caras interiores de la unión, que a priori parecían no estar expuestas a cargas térmicas. En un primer momento el valor del coeficiente de transmisión de calor por convección se tomó de un valor igual al indicado por el Eurocódigo 1, para posteriormente ajustarse ligeramente e incluso no considerarlo constante a lo largo de toda la duración del ensayo, para aproximar lo máximo posible los resultados del modelo a los de los ensayos experimentales y así validar dicho modelo.

Solución y salida de resultados

Definidos los modelos "A" y "B" con todas las características indicadas anteriormente, se entró en el módulo de solución del programa y se lanzó la simulación, obteniéndose la distribución de temperaturas en todos los elementos del modelo a lo largo de todos los pasos de carga, tal y como se observa en la Figura 4.95.

Material y métodos

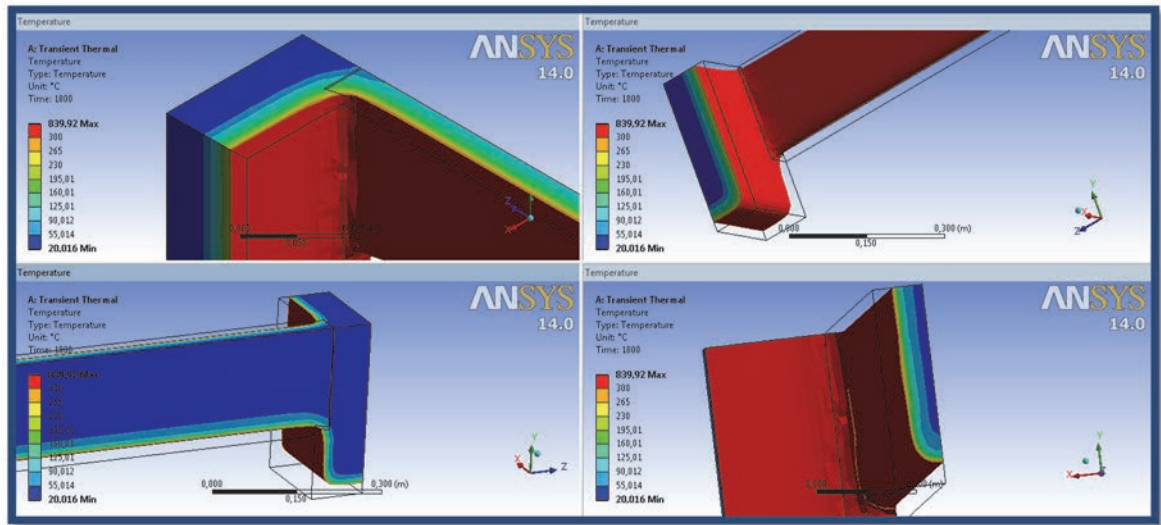


Figura 4.95. Salida de resultados de Ansys Workbench: distribución de temperaturas a los 1800 segundos

A partir de estos resultados fue posible solicitar al programa datos que permitiesen validar el modelo contra los resultados obtenidos del ensayo experimental y contra los resultados de ensayos experimentales de carbonización existentes en la bibliografía. Estos datos de especial interés fueron:

- Evolución de la temperatura a lo largo del tiempo para los lugares geométricos de localización de los termopares de los ensayos experimentales, en el entorno de la zona de unión entre viga y vigueta.
- Evolución de la temperatura a lo largo del tiempo para los lugares geométricos de localización de los termopares virtuales del centro de la vigueta, lejos de la unión, a las mismas profundidades respecto de las caras expuestas que en ensayos experimentales de la bibliografía.

Aunque estos y otros resultados obtenidos se discutirán profusamente en el capítulo correspondiente de este trabajo, se ofrecen a continuación aquellos que permitieron validar el modelo, ya que se considera parte de la metodología seguida.

Validación del modelo

En primer lugar, en la Figura 4.97, Figura 4.99, Figura 4.101 y Figura 4.103 se ofrecen los resultados de la evolución de la temperatura a lo largo del tiempo para los lugares geométricos de localización de los termopares de los ensayos experimentales.

La notación empleada es “PXX.YY” siendo “PXX” el número de ensayo (P02, P03 o P04) y “YY” el número de termopar (de 00 a 13). En cada gráfica se recogen los termopares que se ubican en posiciones análogas en las probetas:

Material y métodos

- Los termopares 00, 06, 07 y 13 son los ubicados en la viga, a 55 mm de profundidad.
- Los termopares 01, 05, 08 y 12 son los ubicados en la zona más exterior de la espiga de la vigueta, a 55 mm de profundidad.
- Los termopares 02, 04, 09, 11 son los ubicados un poco más al interior de la espiga de la vigueta que los anteriores, a 113 mm de profundidad.
- Los termopares 03 y 10 son los ubicados en el centro de la espiga, fuera de la zona de contacto entre espiga de vigueta y viga.

Además, para facilitar la visualización, se agruparon por colores:

- Los termopares del ensayo P02 se representan en tonos verdes.
- Los termopares del ensayo P03 se representan en tonos naranjas.
- Los termopares del ensayo P04 se representan en tonos azules.

Finalmente:

- Los termopares virtuales del modelo A de elementos finitos se representan en amarillo.
- Los termopares virtuales del modelo B de elementos finitos se representan en rojo.

Se observa que el modelo de elementos finitos tipo B, en el que se consideró que sí existen acciones térmicas en las caras internas de la unión entre viga y vigueta, presenta unos resultados más similares a los de los ensayos experimentales que el modelo tipo A, en el que se consideró que sobre dichas caras no actúan acciones térmicas.

Material y métodos

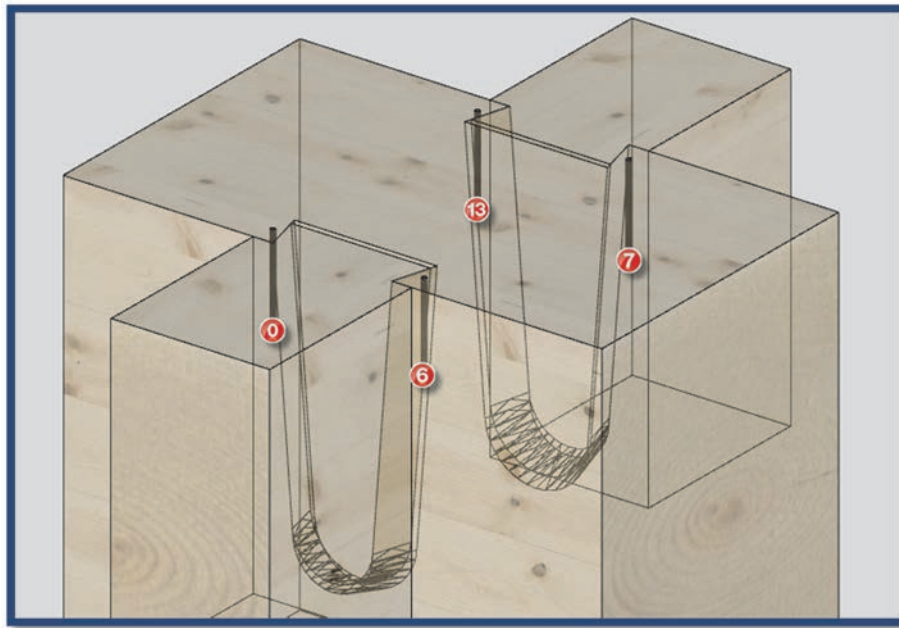


Figura 4.96. Ubicación termopares 0, 6, 7 y 13

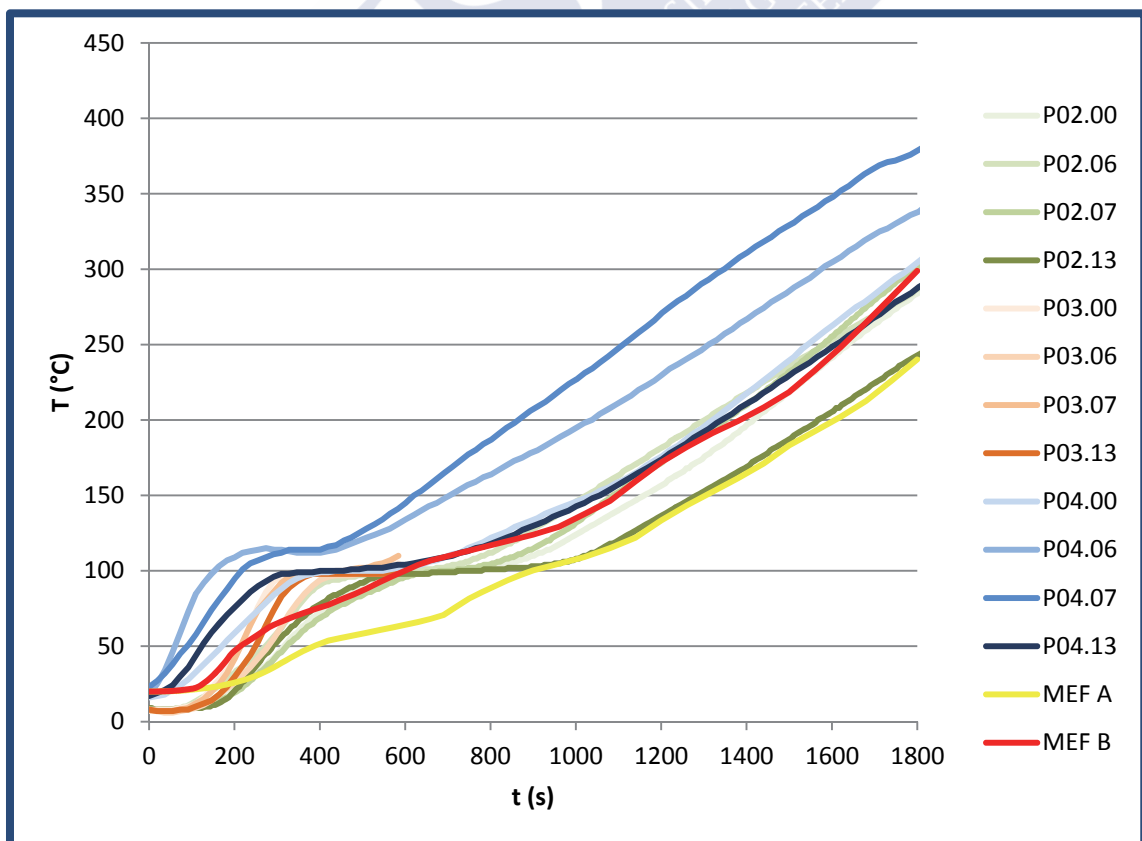


Figura 4.97. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 0, 6, 7 y 13

Material y métodos

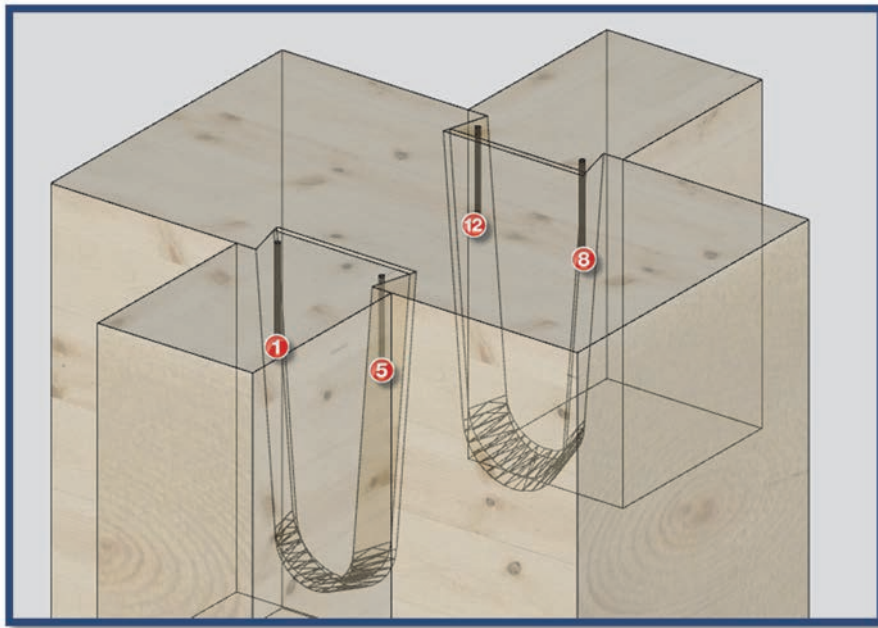


Figura 4.98. Ubicación termopares 1, 5, 8 y 12

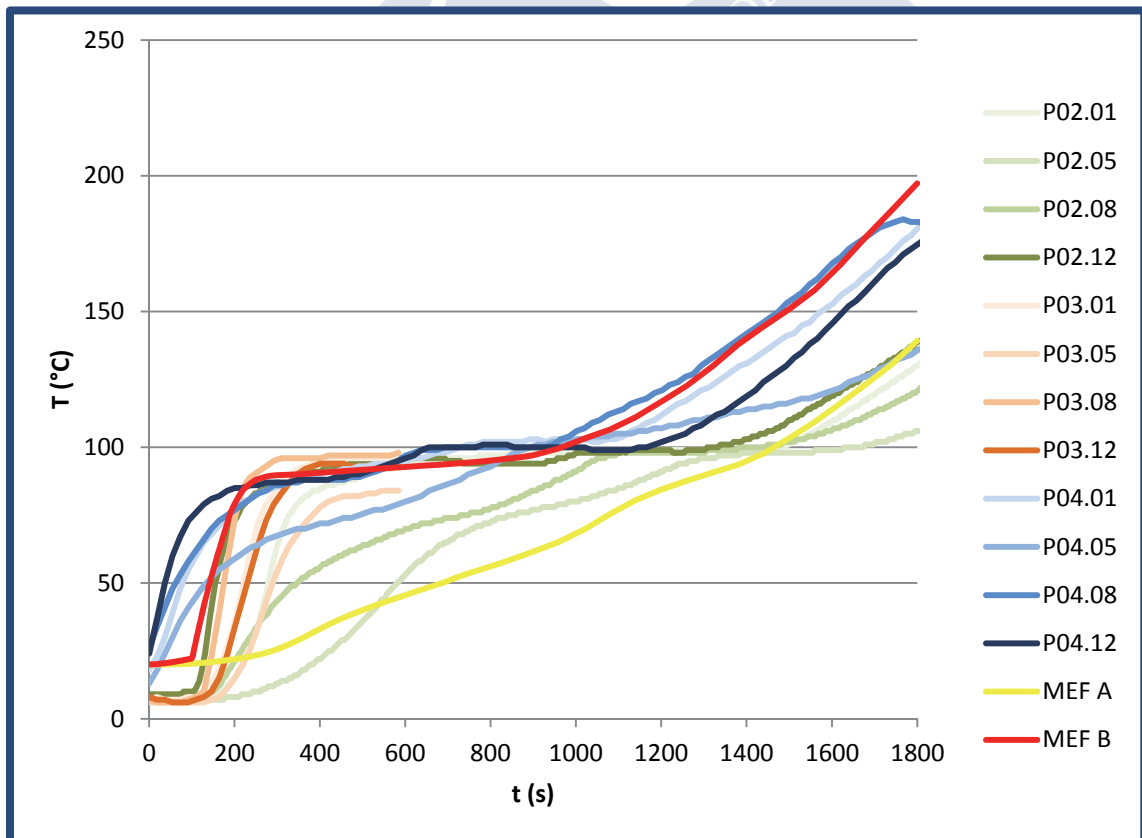


Figura 4.99. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 1, 5, 8 y 12

Material y métodos

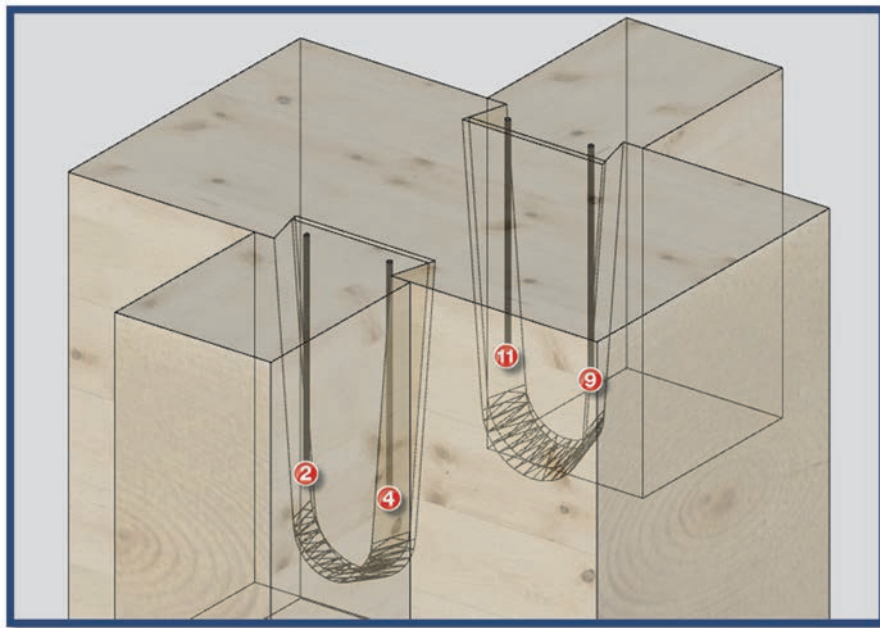


Figura 4.100. Ubicación termopares 2, 4, 9 y 11

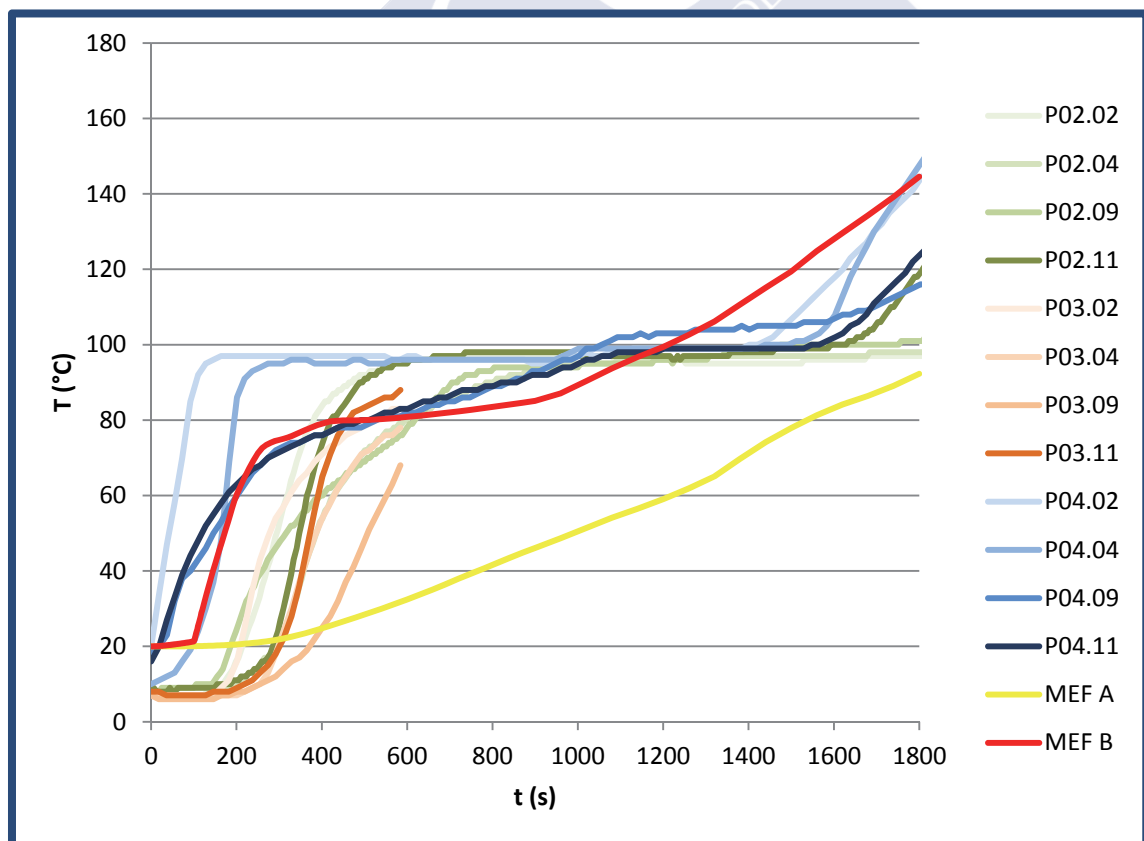


Figura 4.101. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 2, 4, 9 y 11

Material y métodos

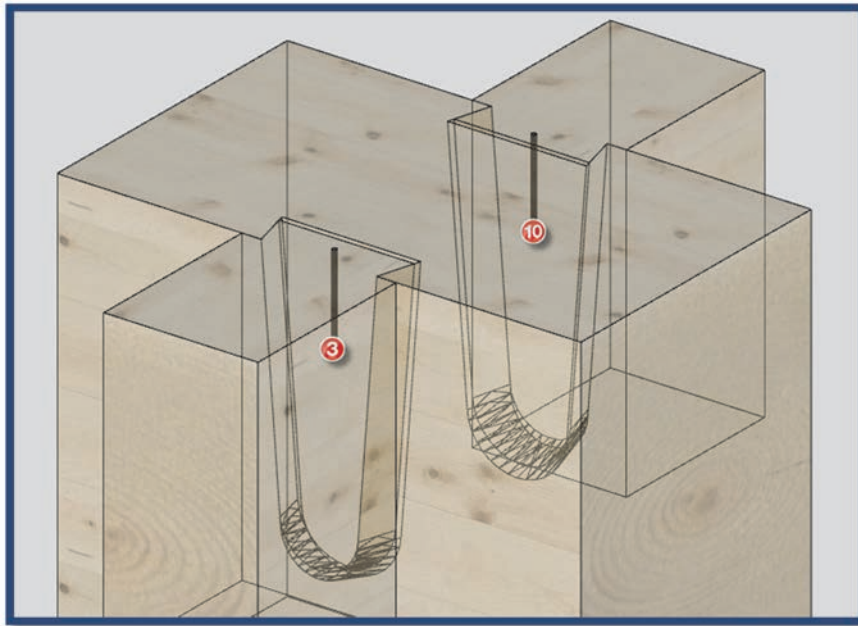


Figura 4.102. Ubicación termopares 3 y 10

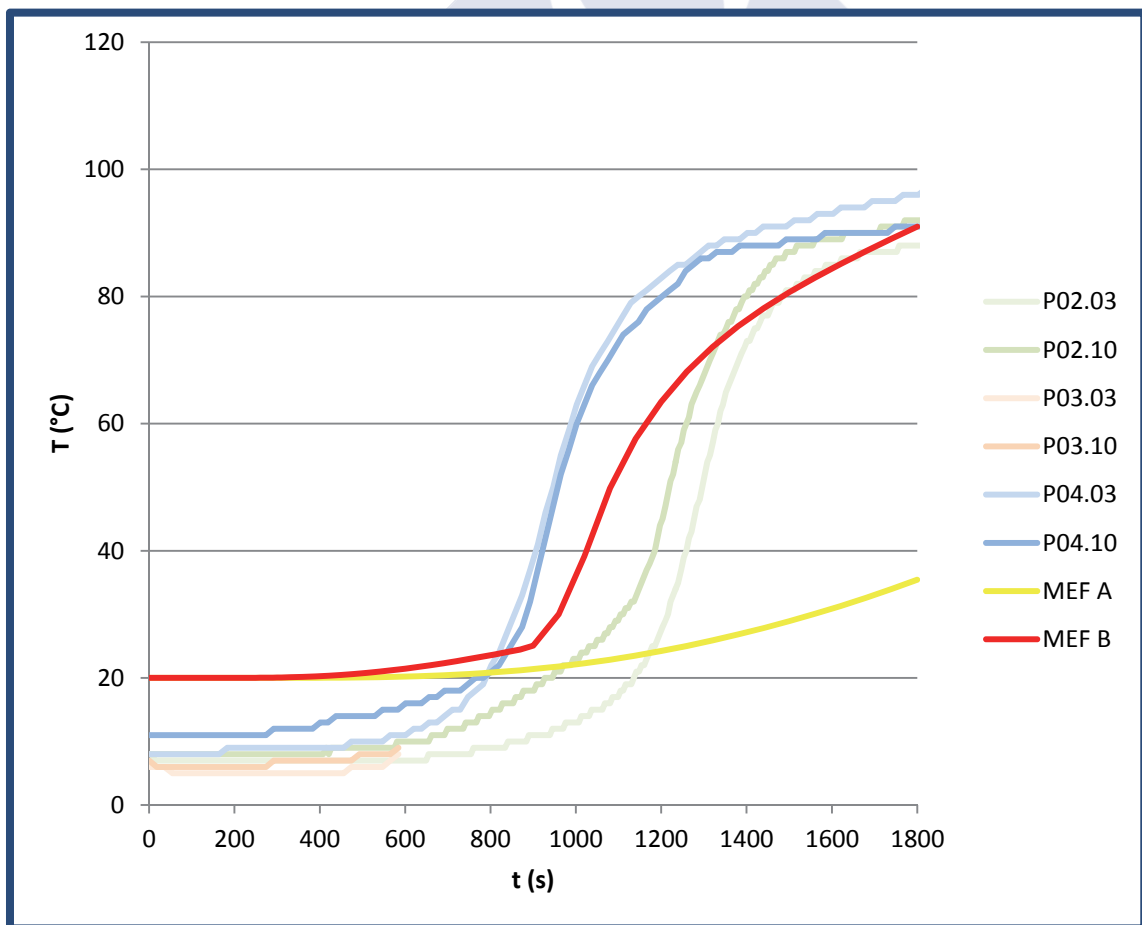


Figura 4.103. Temperatura a lo largo del tiempo en los termopares 3 y 10

Material y métodos

Jürgen König *et al.* realizaron una serie de estudios [114], [118], [119], [120], en el Institutet för Träteknisk Forskning de Estocolmo en los que, entre otras cosas, efectuaron ensayos experimentales de combustión de piezas estructurales de madera laminada encolada de píce.

En estos ensayos se introdujeron una serie de termopares en las piezas de madera que permitieron registrar las temperaturas a lo largo del ensayo.

Estos ensayos se han constituido en referencia para investigaciones posteriores, y algunos autores [52] usaron sus resultados para validar sus modelos de elementos finitos.

En los ensayos referidos en uno de sus trabajos [119], el investigador ubica sus termopares conforme a la Figura 4.104.

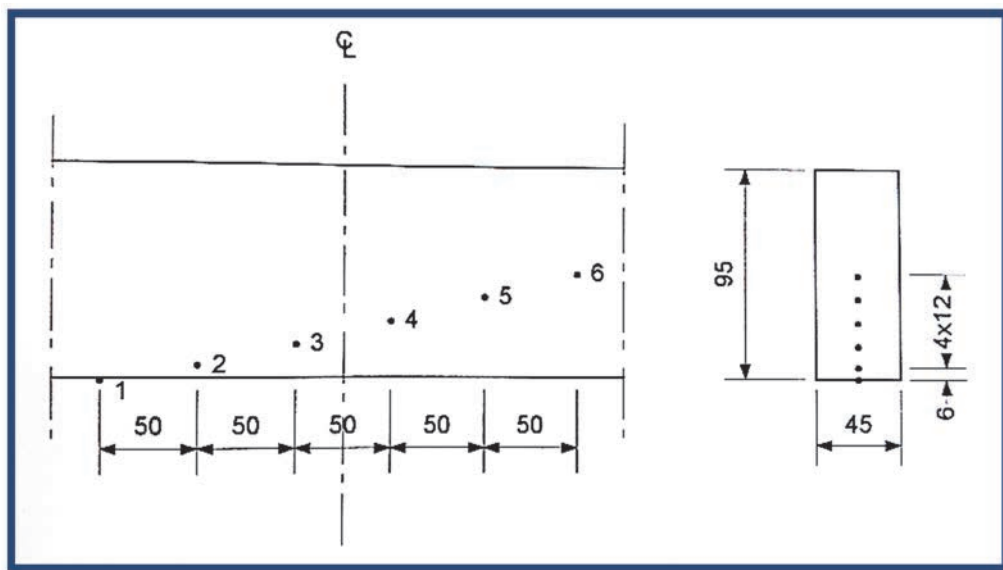


Figura 4.104. Ubicación de los termopares en los ensayos de las investigaciones de J. König [119]

Ubicación de los 6 termopares que König empleó en sus ensayos:

- Termopar 1: en la superficie de la pieza.
- Termopar 2: a 6 mm de profundidad.
- Termopares 3, 4, 5, 6: a 12 cm de profundidad cada uno respecto al anterior (es decir, profundidades de 18, 30, 42 y 54 mm).

La Figura 4.105 recoge la temperatura a lo largo de los 90 minutos de ensayo en los 6 termopares indicados en el punto anterior (línea fina, “fire tests A1-A4”) así como la temperatura calculada por el método que König describe en su investigación (línea gruesa, “calculated”)

Material y métodos

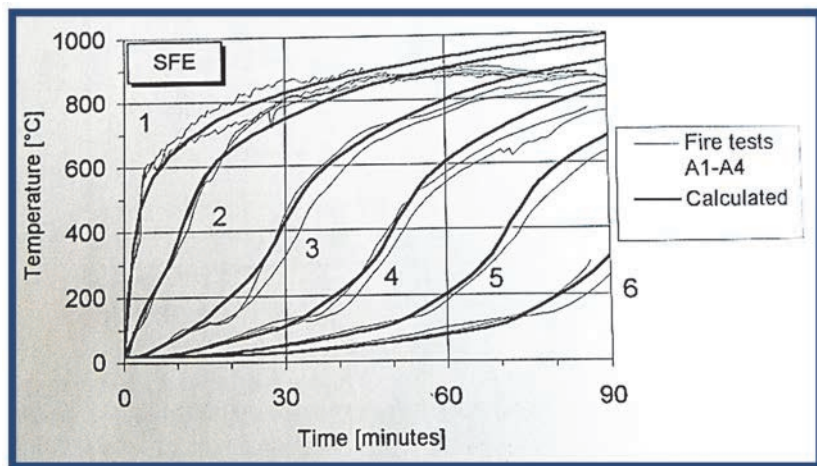


Figura 4.105. Resultados de temperaturas a lo largo del tiempo en los ensayos experimentales y en el modelo propuesto de J. König [119]

La Figura 4.106 recoge el promedio de las temperaturas de cada termopar para cada uno de los conjuntos de ensayos realizados por König (*“fire tests A1-A4”* en la Figura 4.105) para una duración de ensayo de 30 minutos

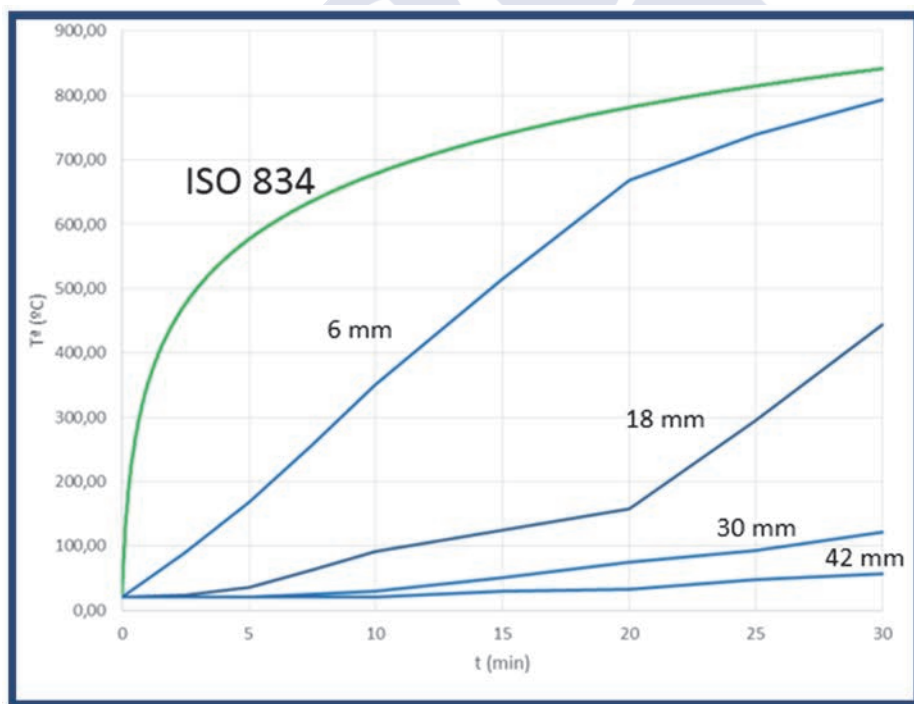


Figura 4.106. Temperaturas a los largo de 30 minutos de ensayo en las investigaciones de J. König para profundidades de 6, 18, 30 y 42 mm (elaboración propia)

En los modelos térmicos de elementos finitos creados en el presente trabajo, tanto para el modelo A como para el modelo B, se situaron en la zona central de la viga unos *“termopares virtuales”* a las mismas profundidades que König lo hizo en sus ensayos, con lo que es posible contrastar los valores de temperatura obtenidos en esos puntos para el modelo A y B del presente trabajo con los obtenidos por el investigador sueco, y con ello validar los modelos propuestos.

Material y métodos

Los resultados en el modelo A y en el modelo B son idénticos, ya que la diferencia entre ambos reside en la aplicación o no de cargas térmicas en las caras internas (consideradas semiexpuestas o semiprotegidas) de la unión en cola de milano. La ubicación de estos termopares virtuales (nombrados “SondaKönig”) lejos de la unión, en la zona central de la vigueta, no se ve afectada por las cargas térmicas aplicadas en las caras internas de la unión en el modelo B, y que en el modelo A son inexistentes. Esto emula los ensayos de König, realizadas sobre probetas en las que no existían uniones de ningún tipo.

La Figura 4.107 representa en color rojo la evolución en el tiempo de la temperatura de las sondas ubicadas en el modelo térmico de elementos finitos del presente trabajo frente a los valores obtenidos por König en sus ensayos, en color azul.

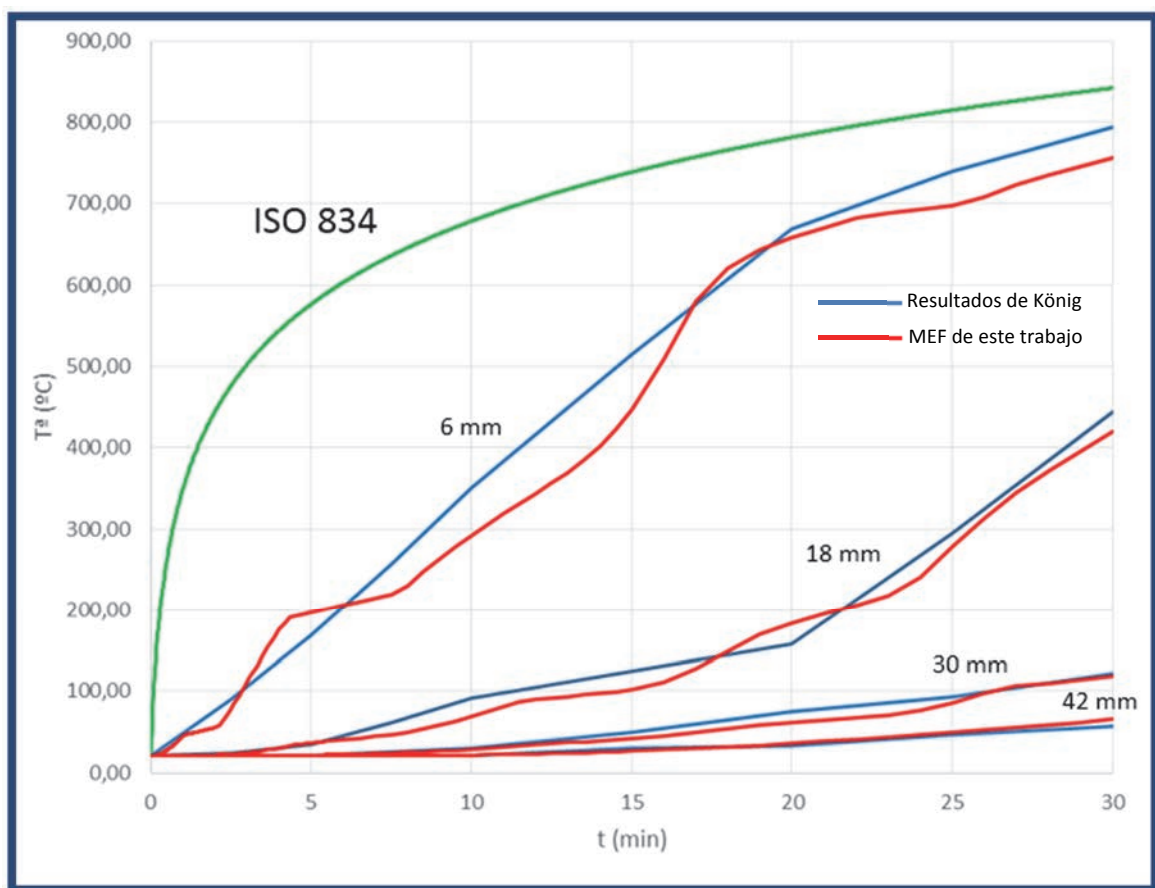


Figura 4.107. Comparativa entre las temperaturas a los largo de 30 minutos de ensayo en las investigaciones de J. König y el modelo térmico de elementos finitos elaborado en el presente trabajo (elaboración propia)

A la vista de la buena concordancia entre los resultados de los modelos de elementos finitos, y los ensayos experimentales, tanto propios como de investigadores de referencia, se considera el modelo doblemente validado.

Los resultados obtenidos con el modelo numérico y la discusión de los mismos se desarrollan en el apartado correspondiente.

Material y métodos

A continuación se expone la metodología aplicada para la elaboración de un modelo mecánico de elementos finitos que incluya entre sus parámetros de entrada las temperaturas obtenidas como resultado del modelo térmico.

Modelo mecánico de elementos finitos a temperatura ambiente

Siguiendo con el esquema metodológico general, el siguiente paso fue crear un modelo por el método de los elementos finitos que emule el comportamiento mecánico de una unión en cola de milano en situación de incendio.

Dado que no se han realizado para este trabajo, ni existen en la literatura ensayos de carga en situación de incendio de uniones viga-vigueta con unión en cola de milano, el modelo se validó en situación ordinaria (temperatura ambiente) contra los resultados de ensayos de este tipo existentes en la literatura. Posteriormente se le aplicaron a este modelo mecánico las temperaturas resultado de 30 minutos de incendio del modelo térmico creado y validado en el apartado anterior.

Este modelo mecánico de elementos finitos se desarrolló en Ansys Workbench, si bien fue necesario añadir *snippets* con comandos de código de ANSYS Mechanical APDL (el antiguo ANSYS clásico), ya que Workbench no implementa todas las posibilidades que sí posee Ansys Mechanical APDL.

En un modelo combinado térmico-mecánico la geometría, las propiedades del material (“*engineering data*”) y los parámetros son compartidos entre ambos submodelos, mientras que la solución del submodelo térmico (las temperaturas de los elementos) es variable de entrada en el diseño (“*setup*”) del modelo mecánico, tal y como se puede ver en la Figura 4.108.

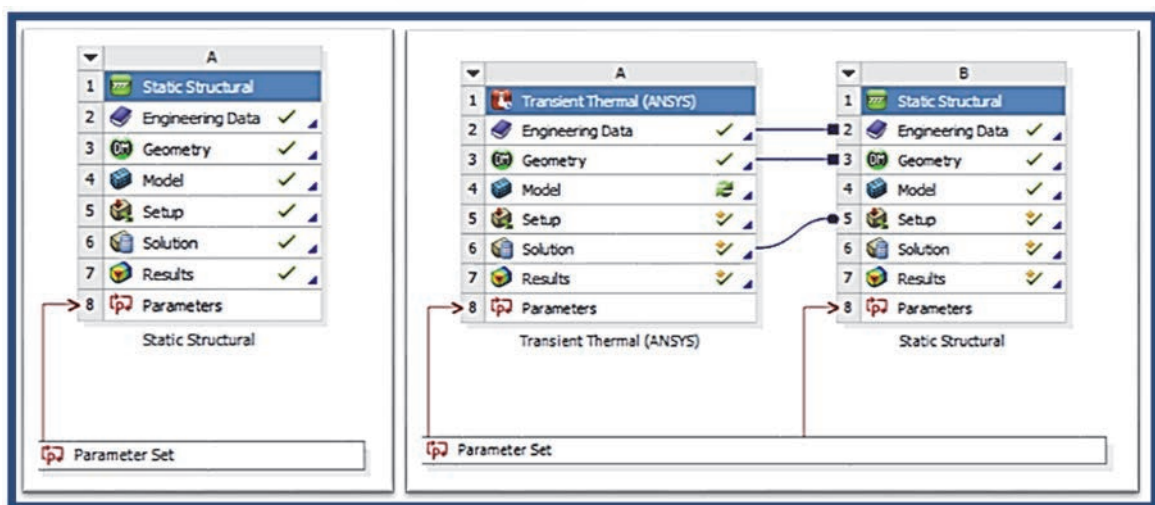


Figura 4.108. Elaboración de un modelo mecánico simple (izquierda) y de un modelo termo-mecánico por acoplamiento de un submodelo mecánico a uno térmico (derecha) en ANSYS Workbench

Material y métodos

Para la elaboración del modelo mecánico en situación ordinaria se empleó la misma metodología que se usó para crear el modelo térmico, siguiéndose por tanto los mismo pasos.

Geometría

La geometría fue la misma que en el caso del modelo térmico, con una única salvedad: el cuerpo que representaba el aire de la cavidad de la cola de milano (*"aire_milano"*) en el modelo térmico fue eliminado del modelo mecánico, ya que aunque tenía interés de cara a la transferencia de calor en la unión, no lo tiene en la transmisión de esfuerzos (es aire).

Por tanto, el modelo consta de dos cuerpos *"viga"* y *"vigüeta"*, ambos del mismo material: madera laminada encolada de píceas y clase resistente GL24h, creados paramétricamente y por tanto con unas dimensiones que pueden variarse fácilmente. En la Figura 4.109 pueden verse ambos cuerpos, representándose en color verde la vigüeta y en color gris la viga.

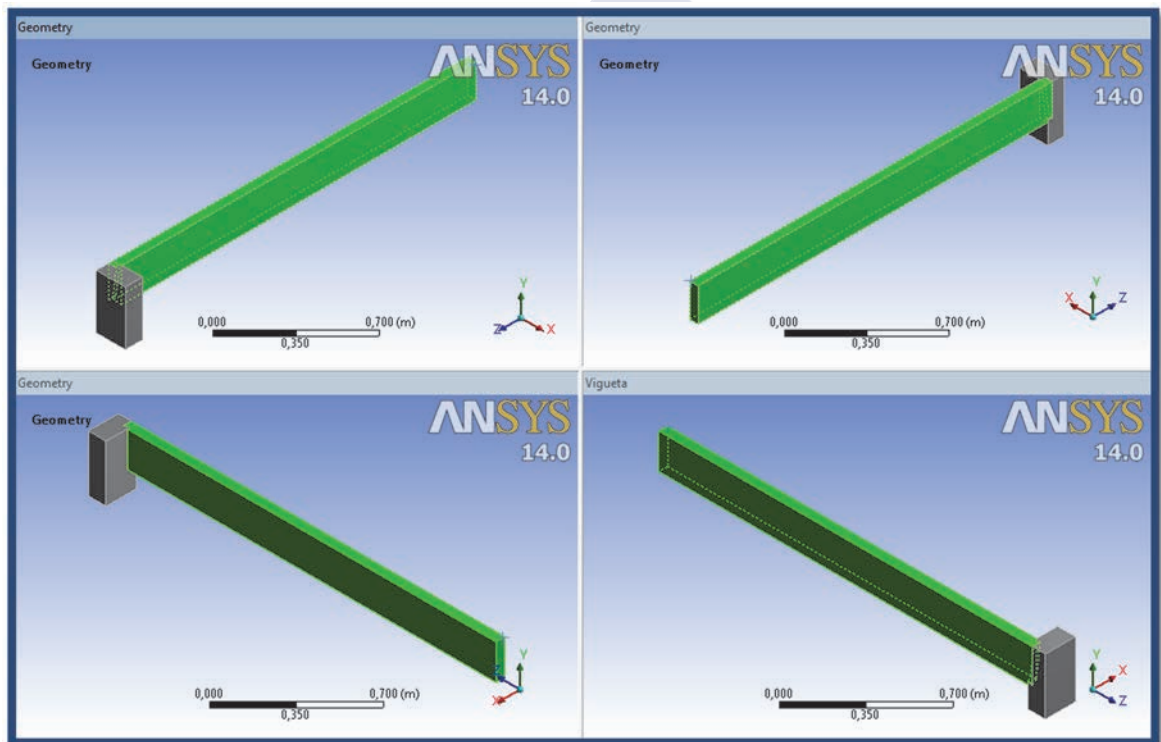


Figura 4.109. Elaboración de un modelo mecánico simple (izquierda) y de un modelo termo-mecánico por acople de un submodelo mecánico a uno térmico (derecha) en ANSYS Workbench

Los parámetros geométricos que definen la unión son los mismos que en el ensayo experimental y que en el modelo térmico de elementos finitos (Tabla 4.1, página 108).

Propiedades de los materiales (engineering data)

El único material modelizado fue la madera laminada de píceas de clase resistente GL24h.

Además de sus propiedades mecánicas, fue necesario también definir las propiedades térmicas del material, ya que aunque este modelo en una primera fase se evaluó en situación ordinaria

Material y métodos

(es decir, a temperatura ambiente), fue el mismo que posteriormente se empleó para la modelización en situación extraordinaria de incendio, variando las condiciones de contorno.

Las propiedades térmicas a definir fueron las mismas que en el modelo térmico:

- Densidad: definida tabularmente en función de la temperatura, idéntica al modelo térmico.
- Conductividad térmica: ortótropa y definida tabularmente en función de la temperatura, idéntica al modelo térmico.
- Calor específico: definido tabularmente en función de la temperatura, idéntico al modelo térmico.

La discusión de los valores de dichos parámetros fue ya realizada en la modelización térmica, véase Figura 4.79 en la página 160.

La conductividad térmica ortótropa, como ya se explicó al realizar la modelización térmica, se tomó con un valor del doble en la dirección paralela a la fibra (eje X en el modelo de elementos finitos) que en la dirección perpendicular a la misma.

Para definir las propiedades mecánicas, hubo de tenerse en cuenta:

- Que al ser la madera un material ortótropo, cada propiedad hubo de definirse con valores diferentes en cada una de las tres direcciones, que corresponderán cada una con un eje del modelo de elementos finitos. Así, la dirección longitudinal (L , o paralela a la fibra) fue el eje X en el modelo de elementos finitos, mientras que la dirección tangencial (T) fue el eje Z y la dirección radial el eje Y.
- Que la mayoría de valores de propiedades mecánicas de la madera referidos en la bibliografía son ofrecidos únicamente a temperatura ambiente.

Propiedades elásticas ortótropas de la madera de píce

Bajo el epígrafe “*orthotropic elasticity*” de su módulo “*engineering data*”, ANSYS Workbench agrupa las siguientes propiedades del material que el usuario debe definir:

- *Young’s Modulus* (módulo de elasticidad lineal) en los tres ejes X, Y, Z.
Notados, respectivamente: E_x , E_y , E_z
- *Shear Modulus* (módulo de elasticidad transversal) en los planos XY, YZ, XZ.
Notados, respectivamente: G_{xy} , G_{xz} , G_{yz}
- *Poisson’s ratio* (coeficiente de Poisson) en los planos XY, YZ, XZ.
Notados, respectivamente: ν_{xy} , ν_{yz} , ν_{xz}

El módulo de elasticidad en la dirección longitudinal (dirección L , es decir, en el eje X) a temperatura ambiente pudo obtenerse de la tabla de valores de las clases resistentes del Código Técnico de la Edificación [42] para madera clasificada como GL24h, como módulo de elasticidad medio.

Material y métodos

A partir de ese valor (E_x) se calcularon los demás valores de módulo de elasticidad lineal a temperatura ambiente empleando las relaciones que ofrecen Argüelles *et al.* [6], así como los valores de los coeficientes de Poisson.

E_x / E_y	E_x / E_z	E_x / G_{xy}	E_x / G_{xz}	E_x / G_{yz}	ν_{xy}	ν_{yz}	ν_{xz}
13	21	14,9	17,25	153,47	0,39	0,51	0,43

Tabla 4.5. Relación entre los módulos de elasticidad longitudinal, módulos de elasticidad transversal y coeficientes de Poisson en las tres direcciones de ortotropía de una conífera [6]

Para determinar los valores de los módulos de elasticidad a temperaturas elevadas se aplicaron los coeficientes de reducción sobre cada una de ellas que indica el Eurocódigo 5 en su anexo B (Figura 4.110)

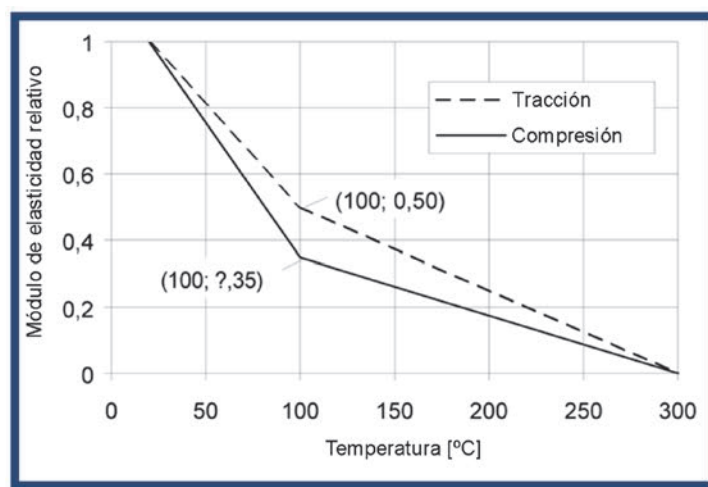


Figura 4.110. Efecto de la temperatura en el módulo de elasticidad paralelo a la fibra en la madera de coníferas [208]

Dado que el coeficiente reductor es diferente en caso de tracción que de compresión, y conocer el estado tensional de cada elemento finito antes de aplicar el coeficiente correspondiente supondría un gasto computacional ingente, se optó por aplicar en todo caso el coeficiente reductor indicado para sollicitación de compresión, que es más desfavorable, y por tanto el coeficiente aplicado se situó del lado de la seguridad.

En cuanto a los coeficientes de Poisson, se consideró un valor constante con independencia de la temperatura.

De acuerdo con la gráfica de la Figura 4.110, la madera tendría un módulo de elasticidad de valor cero a partir de los 300 °C de temperatura. ANSYS no tolera un valor nulo para esta propiedad, por lo que se consideró un coeficiente de reducción de 0,01 a partir de 300 °C.

Atendiendo a todas las consideraciones que se han expuesto, los valores de las propiedades mecánicas del material se introdujeron en ANSYS Workbench como tabulares en función de la temperatura tal y como se indica en la Figura 4.111.

Material y métodos

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
1	Temperature (C)	Young's Modulus X direction (MPa)	Young's Modulus Y direction (MPa)	Young's Modulus Z direction (MPa)	Poisson's Ratio XY	Poisson's Ratio YZ	Poisson's Ratio XZ	Shear Modulus XY (MPa)	Shear Modulus YZ (MPa)	Shear Modulus XZ (MPa)
2	1	11600	892.31	552.38	0.39	0.51	0.43	778.52	75.58	672.46
3	20	11600	892.31	552.38	0.39	0.51	0.43	778.52	75.58	672.46
4	100	4060	312.31	193.33	0.39	0.51	0.43	272.48	26.453	235.36
5	300	116	8.9231	5.5238	0.39	0.51	0.43	7.7852	0.7558	6.7246
6	1000	116	8.9231	5.5238	0.39	0.51	0.43	7.7852	0.7558	6.7246

Figura 4.111. Introducción de valores de propiedades elásticas en función de la temperatura

Propiedades resistentes ortótropas de la madera de píce

Para evaluar y comparar entre distintas geometrías la capacidad resistente de uniones en estructuras de madera, se han empleado en la literatura diversos criterios de rotura de la madera. Así, Laplanche usa en su tesis el criterio de Hill [127] mientras que Soilán [183] usa en la suya el de Tsai Wu [196]. Aunque los criterios de rotura no son con carácter general muy adecuados para evaluar la capacidad portante de estructuras de madera en situación de incendio, a falta de un criterio mejor se emplearán también en este trabajo. Concretamente se empleará el criterio de rotura de Tsai-Wu.

Para poder aplicar dicho criterio, es necesario definir lo que ANSYS Workbench denomina “*orthotropic stress límites*” (límites ortótropos de resistencia), que son de uso común en muchos criterios de rotura, así como unos coeficientes de acoplamiento específicos para el índice de rotura según el criterio de Tsai Wu.

Los valores de los coeficientes de acoplamiento de Tsai Wu se tomaron con un valor de 0,04 con independencia de la temperatura del material, siguiendo las recomendaciones propuestas por Eberhardsteiner [50].

Coeficiente de acoplamiento para el criterio de rotura de TSAI-WU en el plano XY	Coeficiente de acoplamiento para el criterio de rotura de TSAI-WU en el plano XZ	Coeficiente de acoplamiento para el criterio de rotura de TSAI-WU en el plano YZ
0,04	0,04	0,04

Tabla 4.6. Coeficientes de acoplamiento para el criterio de rotura de TSAI-WU [50]

En cuanto a los valores de resistencia a temperatura ambiente, se emplearon los valores propuestos por Müllner *et al.* [146], citados en la tesis de A. Soilán, y que se recogen en la Tabla 4.7.

Resistencia a tracción paralela a la fibra	Resistencia a compresión paralela a la fibra	Resistencia a tracción perpendicular a la fibra	Resistencia a compresión perpendicular a la fibra	Resistencia a cortante
49 N/mm ²	37 N/mm ²	3,4 N/mm ²	4 N/mm ²	6,5 N/mm ²

Tabla 4.7. Valores de resistencia a temperatura ambiente [146]

Material y métodos

Para obtener los valores de resistencia a temperaturas elevadas, se emplean sobre los valores de la Tabla 4.7 los coeficientes de reducción que indica el Eurocódigo 5 en su anejo B (Figura 4.112).

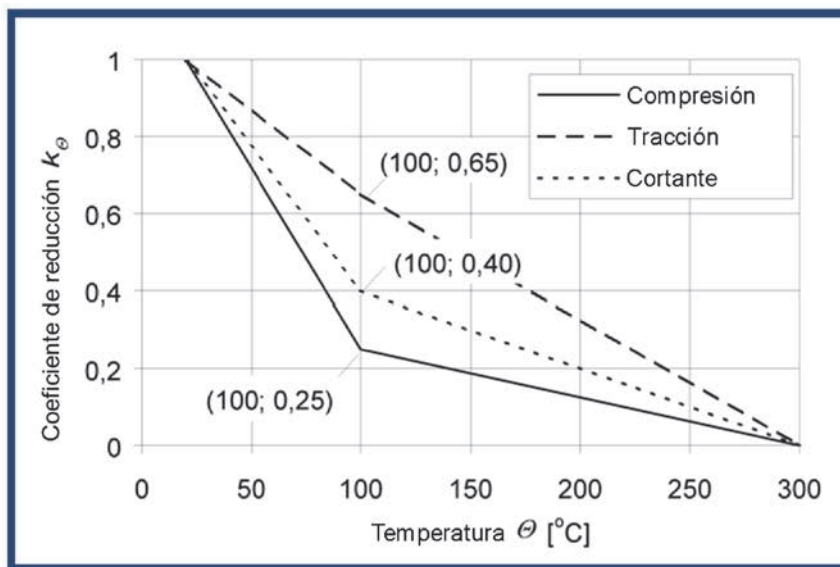


Figura 4.112. Coeficientes de reducción de los valores de resistencia de la madera de conífera en función de la temperatura [208]

Según la Figura 4.112, la resistencia tanto a tracción, como a compresión, como a cortante, sigue una función bilineal: desde temperatura ambiente (20 °C) hasta los 100 °C sigue una función decreciente a tasa constante, y a partir de ahí la función sigue otra pendiente hasta los 300 °C. A partir de esa temperatura se considera que la madera tiene resistencia nula a cualquiera de los tres esfuerzos.

Temperatura (°C)	Coef reducción compresión	Coef reducción tracción	Coef reducción cortante
20	1	1	1
100	0,25	0,65	0,40
300	0	0	0

Tabla 4.8. Coeficientes de reducción de la resistencia a compresión, a tracción y a cortante en función de la temperatura [208]

Aplicando los coeficientes de la Tabla 4.8 a los valores propuestos por Müllner [146], de la Tabla 4.7, se obtienen los valores de resistencia en función de la temperatura que se indican en la Tabla 4.9.

Material y métodos

Temperatura (°C)	1	20	100	300	1000
Resistencia a tracción en el eje X (Pa)	49000000	49000000	31850000	0	0
Resistencia a tracción en el eje Y (Pa)	3400000	3400000	2210000	0	0
Resistencia a tracción en el eje Z (Pa)	3400000	3400000	2210000	0	0
Resistencia a compresión en el eje X (Pa)	-37000000	-37000000	-9250000	0	0
Resistencia a compresión en el eje Y (Pa)	-4000000	-4000000	-1000000	0	0
Resistencia a compresión en el eje Z (Pa)	-4000000	-4000000	-1000000	0	0
Resistencia a cortante en el plano XY (Pa)	6500000	6500000	2600000	0	0
Resistencia a cortante en el plano YZ (Pa)	6500000	6500000	2600000	0	0
Resistencia a cortante en el plano XZ (Pa)	6500000	6500000	2600000	0	0

Tabla 4.9. Valores de resistencia en función de la temperatura

La Tabla 4.8 ofrece coeficientes de reducción desde los 20 °C hasta los 300 °C, pero se hizo necesario extrapolar dichos valores para cubrir el espectro de temperatura que pudieran adquirir los elementos finitos en la simulación. Por debajo de 20 °C se consideró el mismo valor que a los 20 °C, y por encima de los 300 °C se consideró un valor nulo, al igual que a los 300 °C. Si bien es poco probable que en la simulación la temperatura bajase en ningún momento de los 20°C, sí era seguro que alcanzaría unos 800 °C a los 1800 segundos.

Tanto los valores de resistencia máxima, como los coeficientes de acoplamiento, no pudieron ser introducidos directamente en el módulo *Engineering Data* de Ansys Workbench, pues el programa no tiene implementada esta función. Por ello debieron ser establecidos empleando un *snippet* de código de ANSYS Mechanical APDL imbricado en Ansys Workbench. Además hubo de hacerse en unidades del Sistema Internacional, de ahí que en la Tabla 4.9 los datos se ofrezcan en pascles.

Material y métodos

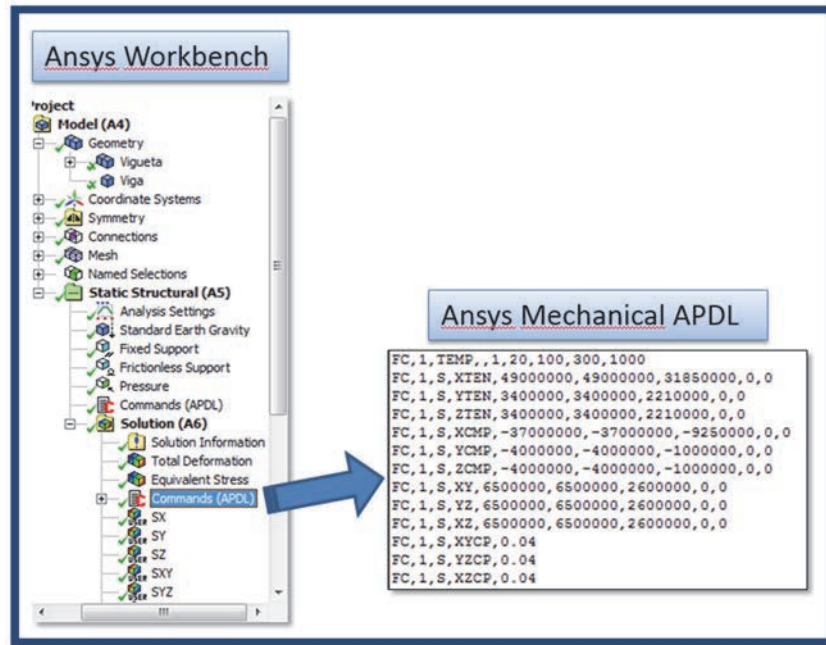


Figura 4.113. Introducción de los valores de resistencia en Ansys Workbench empleando un snippet de código de ANSYS Mechanical APDL

Además de introducir los valores de resistencia del material que el criterio de Tsai Wu emplea en sus cálculos, en este *snippet* de código APDL se automatizó el ploteado a un fichero gráfico tipo PNG del mapa de valores de dicho criterio en viga, vigueta y detalles de espiga y mortaja. El ploteado de este modo, empleando el motor de comandos de ANSYS Mechanical en vez del de ANSYS Mechanical, permita además dibujar por simetría las mitades de las piezas que se omitieron en la simulación para ahorrar tiempo de cálculo.

Ansyes Mechanical APDL define el índice de rotura según el criterio de Tsai Wu a través de la expresión (4-20).

$$\xi = \frac{1.0}{-\frac{B}{2A} + \sqrt{\left(\frac{B}{2A}\right)^2 + \frac{1.0}{A}}} \quad (4-20)$$

Siendo:

ξ = índice del criterio de rotura según Tsai Wu

$$A = -\frac{\sigma_x^2}{f_{xt}f_{xc}} - \frac{\sigma_y^2}{f_{yt}f_{yc}} - \frac{\sigma_z^2}{f_{zt}f_{zc}} + \frac{\sigma_{xy}^2}{f_{xy}^2} + \frac{\sigma_{yz}^2}{f_{yz}^2} + \frac{\sigma_{xz}^2}{f_{xz}^2} + \frac{C_{xy}\sigma_x\sigma_y}{\sqrt{\sigma_{xt}\sigma_{xc}\sigma_{yt}\sigma_{yc}}} + \frac{C_{yz}\sigma_y\sigma_z}{\sqrt{\sigma_{yt}\sigma_{yc}\sigma_{zt}\sigma_{zc}}} + \frac{C_{xz}\sigma_x\sigma_z}{\sqrt{\sigma_{xt}\sigma_{xc}\sigma_{zt}\sigma_{zc}}} \quad (4-21)$$

$$B = \left(\frac{1}{\sigma_{xt}} + \frac{1}{\sigma_{xc}}\right)\sigma_x + \left(\frac{1}{\sigma_{yt}} + \frac{1}{\sigma_{yc}}\right)\sigma_y + \left(\frac{1}{\sigma_{zt}} + \frac{1}{\sigma_{zc}}\right)\sigma_z \quad (4-22)$$

σ_x = tensión paralela a la fibra (según el eje X)

σ_y = tensión perpendicular a la fibra (según el eje Y)

σ_z = tensión perpendicular a la fibra (según el eje Z)

σ_{xy} = tensión tangencial según el plano XY

σ_{yz} = tensión tangencial según el plano YZ

Material y métodos

σ_{xz} = tensión tangencial según el plano XZ

f_{xt} = resistencia considerada a tracción en la dirección paralela a la fibra (según el eje X)

f_{xc} = resistencia considerada a compresión en la dirección paralela a la fibra (según el eje X)

f_{yt} = resistencia considerada a tracción en la dirección perpendicular a la fibra (según el eje Y)

f_{yc} = resistencia considerada a compresión en la dirección perpendicular a la fibra (según eje Y)

f_{zt} = resistencia considerada a tracción en la dirección perpendicular a la fibra (según el eje Z)

f_{zc} = resistencia considerada a compresión en la dirección perpendicular a la fibra (según eje Z)

C_{xy} = factor de interacción o de acoplamiento entre las direcciones X e Y (se ha tomado un valor de 0,04)

C_{yz} = factor de interacción o de acoplamiento entre las direcciones Y y Z (se ha tomado un valor de 0,04)

C_{xz} = factor de interacción o de acoplamiento entre las direcciones X y Z (se ha tomado un valor de 0,04)

Tipo de análisis

El tipo de análisis realizado fue mecánico estático, ya que las condiciones de contorno (en este caso cargas mecánicas) no sufrían variaciones a lo largo del tiempo.

Condiciones geométricas globales

Para reducir el tiempo de cálculo, se definieron las mismas dos regiones de simetría que en el modelo térmico:

- La región A la define un plano YZ, y pasa por el punto origen de coordenadas (0,0,0). De este modo, corta longitudinalmente a la vigueta en dos mitades y a la viga transversalmente.
- La región B la define un plano XY, y pasa por el punto medio de la vigueta, cortándola transversalmente en dos.

La Figura 4.114 muestra ambas regiones de simetría.

Material y métodos

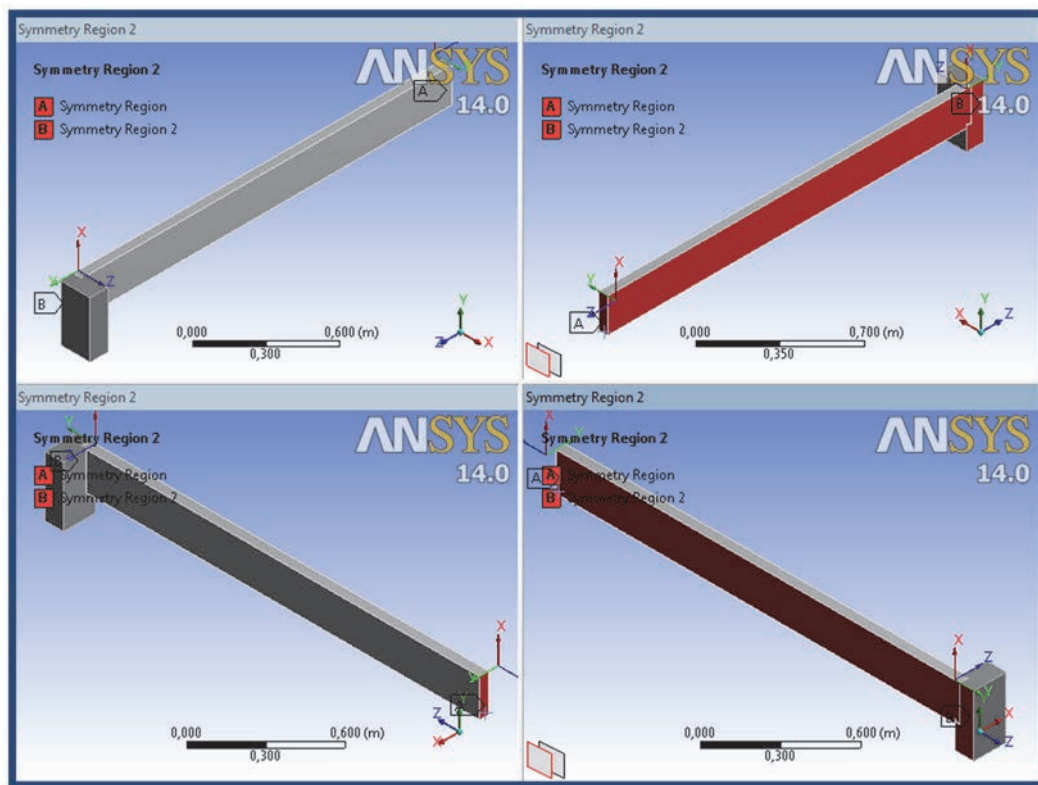


Figura 4.114. Planos de simetría del modelo mecánico de elementos finitos de las probetas ensambladas en unión en cola de milano

Con estos dos planos de simetría se consiguió reducir el tiempo de cálculo, ya que el modelo comprendía una cuarta parte del sistema real, la vigueta apoyada en dos vigas (Figura 4.115).

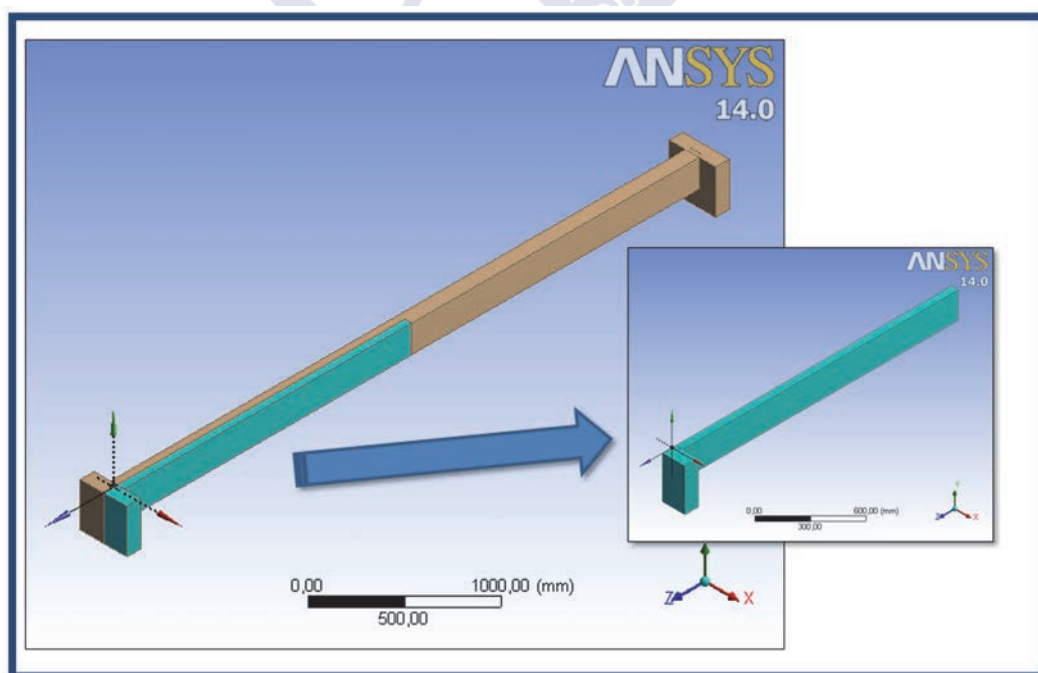


Figura 4.115. Reducción del tiempo de cálculo reduciendo el modelo a una cuarta parte con el empleo de dos regiones de simetría

Material y métodos

El origen del sistema global de coordenadas, punto (0,0,0), se ubicó en el centro de la cara superior de la espiga de la cola de milano, al igual que en el modelo térmico

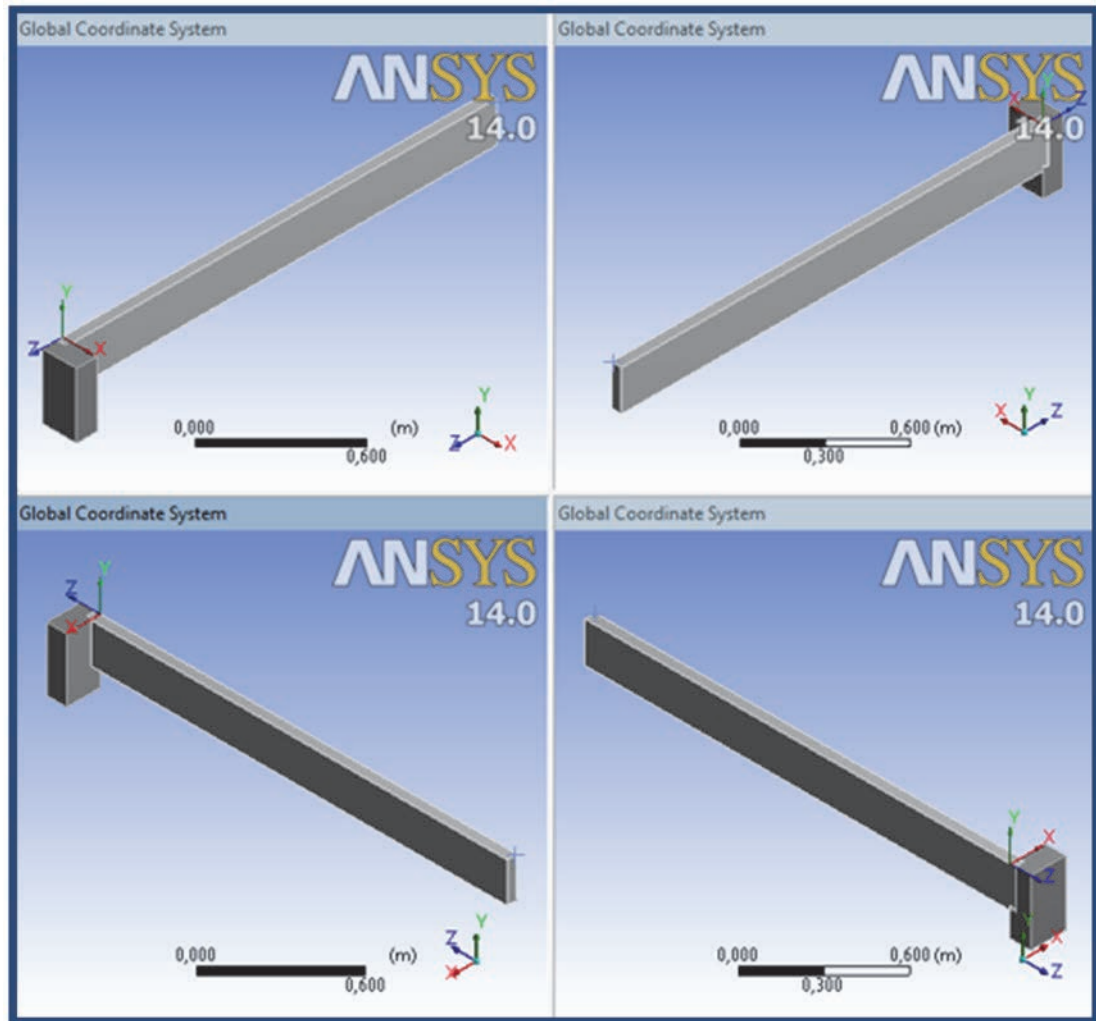


Figura 4.116. Sistema global de coordenadas en el modelo mecánico

Se creó un sistema local de coordenadas, “Eje_vigueta”, cuyo eje X está orientado en la dirección del eje Z del sistema de coordenadas global. La vigueta está orientada respecto de este sistema local de coordenadas, por lo que la orientación de la fibra de la vigueta es perpendicular a la orientación de la fibra en la viga.

En la Figura 4.117 se puede ver la orientación de los elementos de la vigueta, con su eje X (en color rojo) en la dirección longitudinal de la misma. En la Figura 4.118 puede verse que el eje X (también en color rojo) de los elementos finitos de la viga está orientado en el eje longitudinal de la viga, y perpendicularmente al eje X de los elementos de la vigueta.

Material y métodos

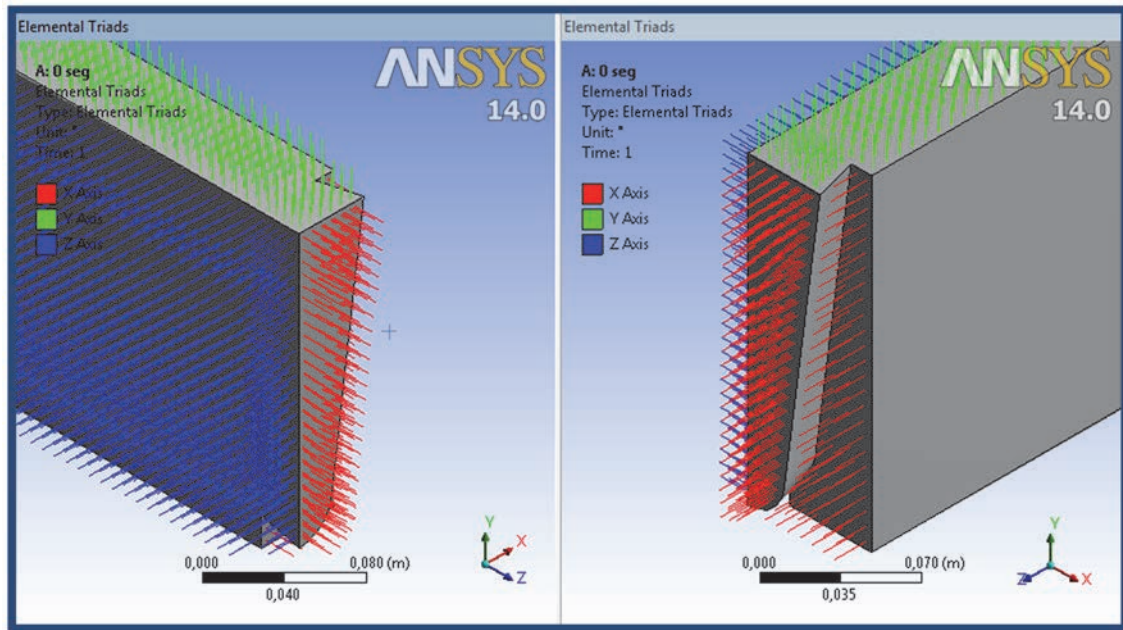


Figura 4.117. Orientación de los elementos de la vigueta en el modelo mecánico

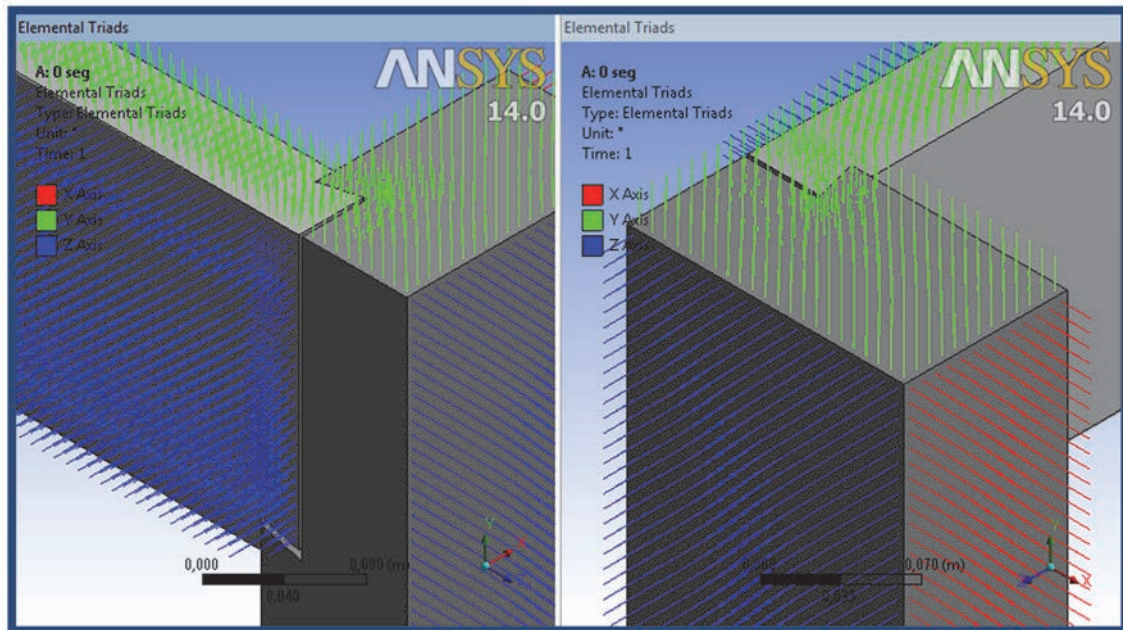


Figura 4.118. Orientación de los elementos de la viga en el modelo mecánico

Mallado

Se buscó generar un mallado lo más semejante posible al del modelo térmico. Para ello, los parámetros de mallado (tamaño de elemento, refinamientos en zona de la espiga de la cola de milano, etc.) fueron los mismos que en aquel, con la salvedad de la inexistencia del cuerpo que representa el aire en la cola de milano, y que el tipo de elemento empleado, de entre los que posee ANSYS en su librería, fue el elemento SOLID185.

Material y métodos

El elemento SOLID185 es un elemento de tipo estructural, que se usa para modelar estructuras sólidas. Está definido por 8 nodos con 3 grados de libertad en cada nodo: traslación en X, traslación en Y, traslación en Z. Además de estos 3 grados de libertad habituales en los elementos mecánicos, posee también como variable de entrada y de salida en sus nodos, entre otras propiedades, el valor de la temperatura.

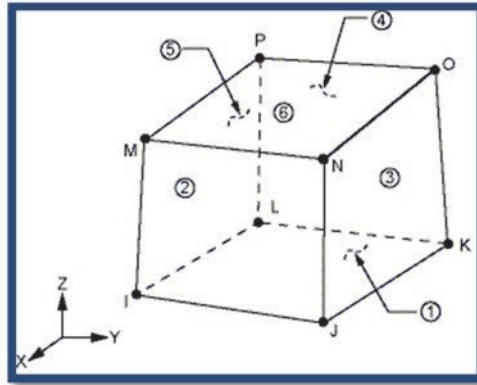


Figura 4.119. El elemento SOLID185

El tamaño de elemento empleado fue de 6 a 8 mm, según zonas, con lo que el modelo constó de 72.390 nodos y 61.724 elementos.

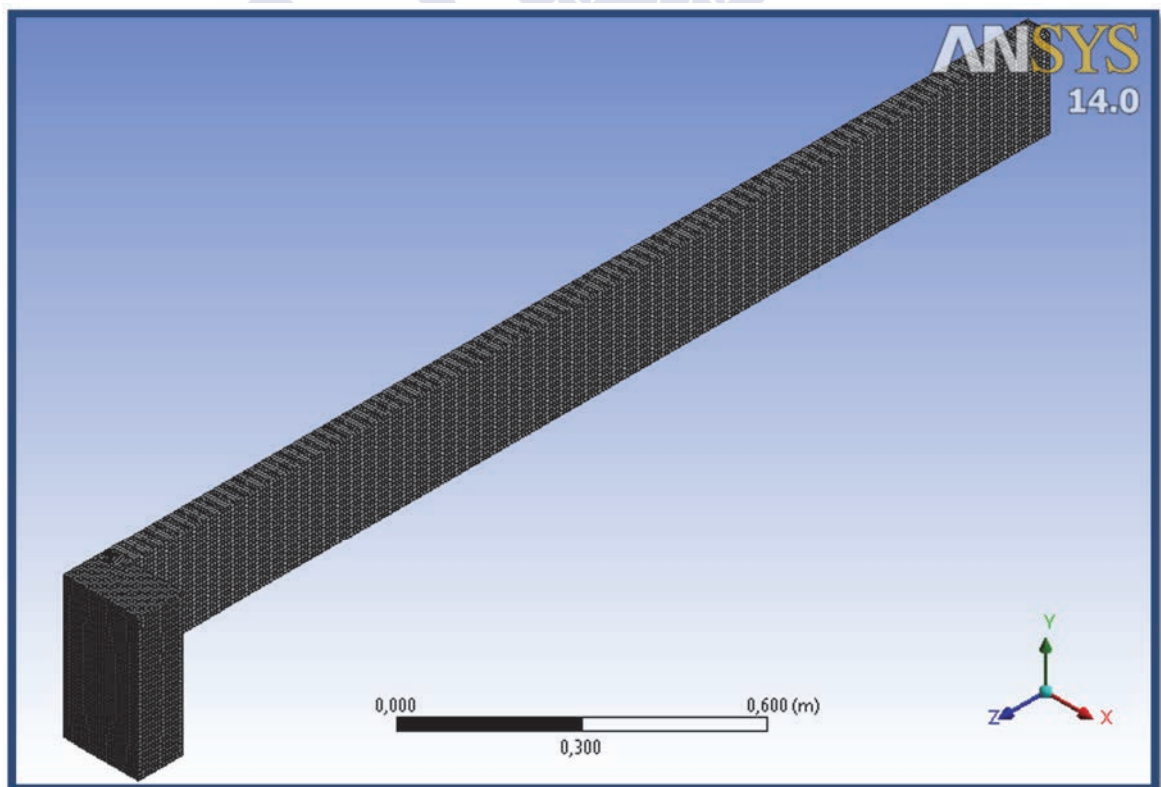


Figura 4.120. Mallado del modelo mecánico – Vista general

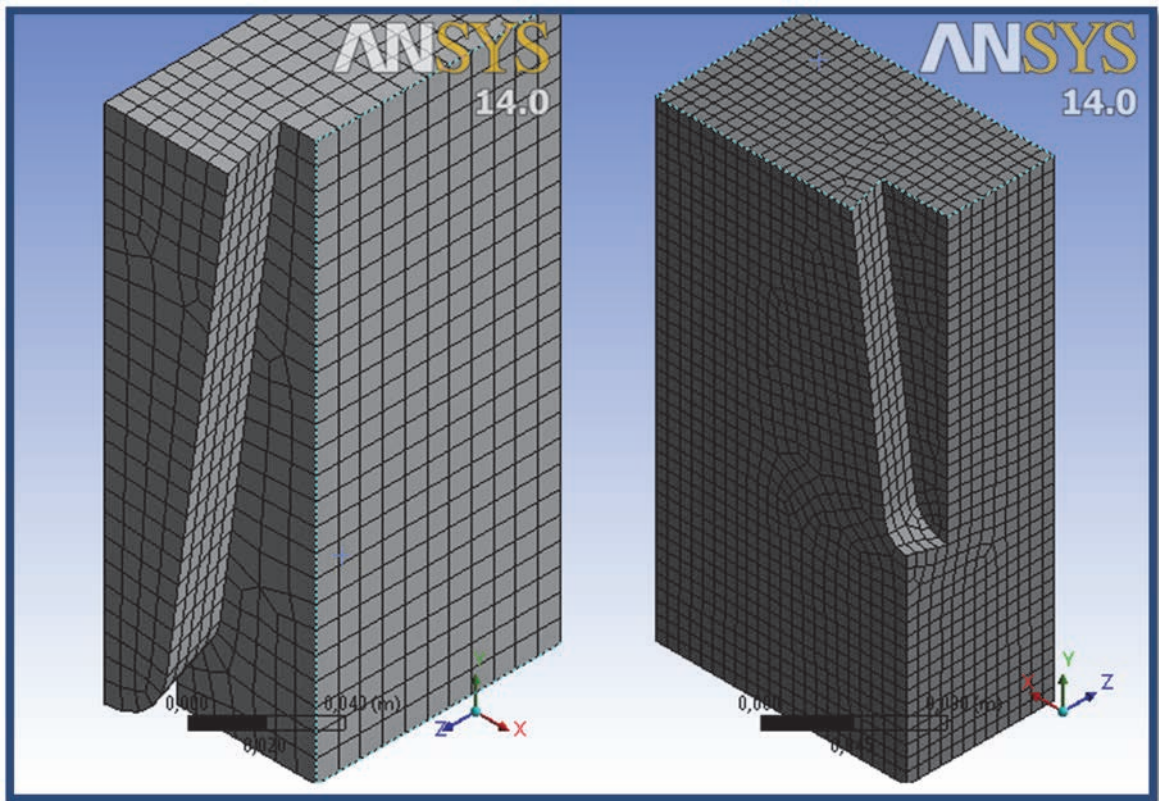


Figura 4.121. Mallado del modelo mecánico – Vista de detalle

Contactos

En el modelado térmico la definición de los contactos fue sencilla y se comprobó que su influencia en los resultados obtenidos no era muy elevada. En cambio, en un modelado de tipo mecánico la definición de los contactos condiciona totalmente los resultados obtenidos, especialmente en un modelo como el aquí tratado, que presenta una unión carpintera en la que el rozamiento entre los dos elementos en contacto es determinante en su comportamiento.

Se modelizó un único par de superficies de contacto de tipo friccional entre las caras de la viga y las de la vigueta que intercatuaban entre sí. En la testa de la vigueta se emplearon elementos tipo CONTA174 y en la zona de la mortaja de la viga se emplearon elementos tipo TARGE170. En la Figura 4.122 puede verse la definición de contactos en ANSYS Workbench, y en la Figura 4.123 la modelización de los mismos, con sus elementos. La superficie exterior de la vigueta con elementos CONTA174 se representa a la izquierda en color azul y la zona de la mortaja de la viga con elementos TARGE170 a la derecha en color morado.

Material y métodos

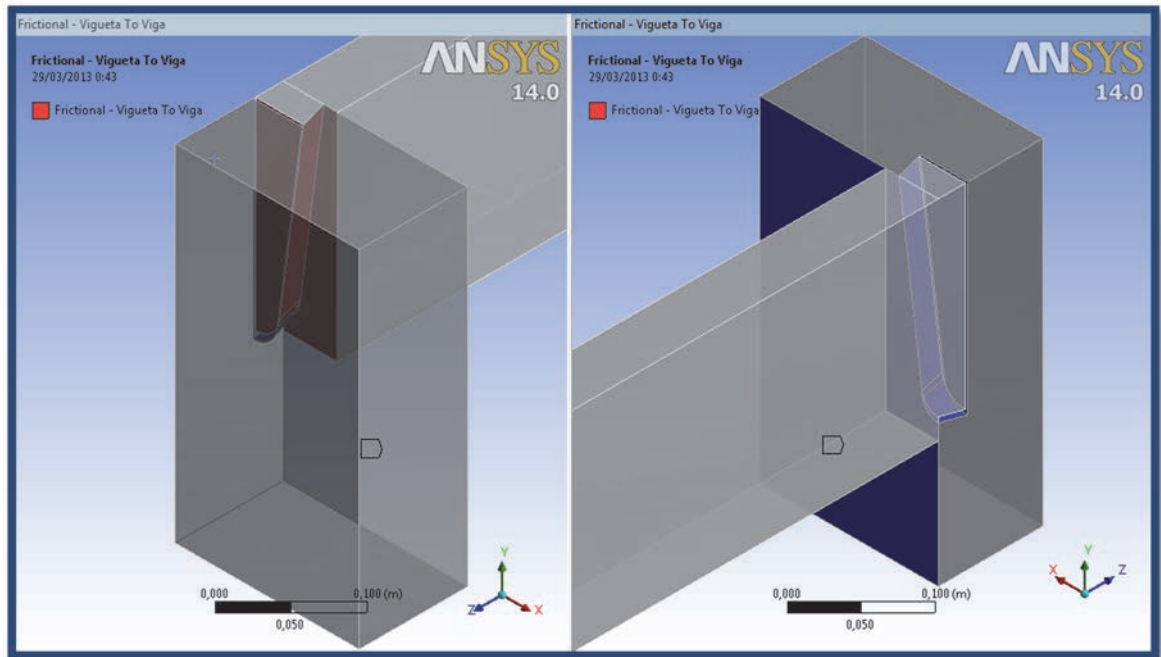


Figura 4.122. Contacto entre vigueta y viga – Definición en ANSYS Workbench

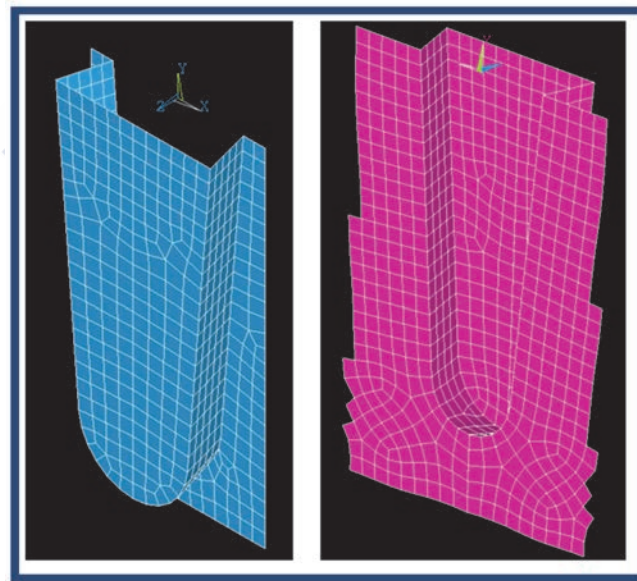


Figura 4.123. Contacto entre vigueta y viga – Vista en ANSYS Mechanical APDL

La Figura 4.123 representa la distancia entre los elementos de contacto de la vigueta y sus homólogos de la viga. Se pueden ver en color rojo los elementos de la testa de la vigueta que no tienen separación alguna con los de la viga; en verde-amarillo los que distan 2 mm de la mortaja (es un parámetro de diseño), y en azul las de diferencia máxima, de 5 mm (también parámetro de diseño).

Material y métodos

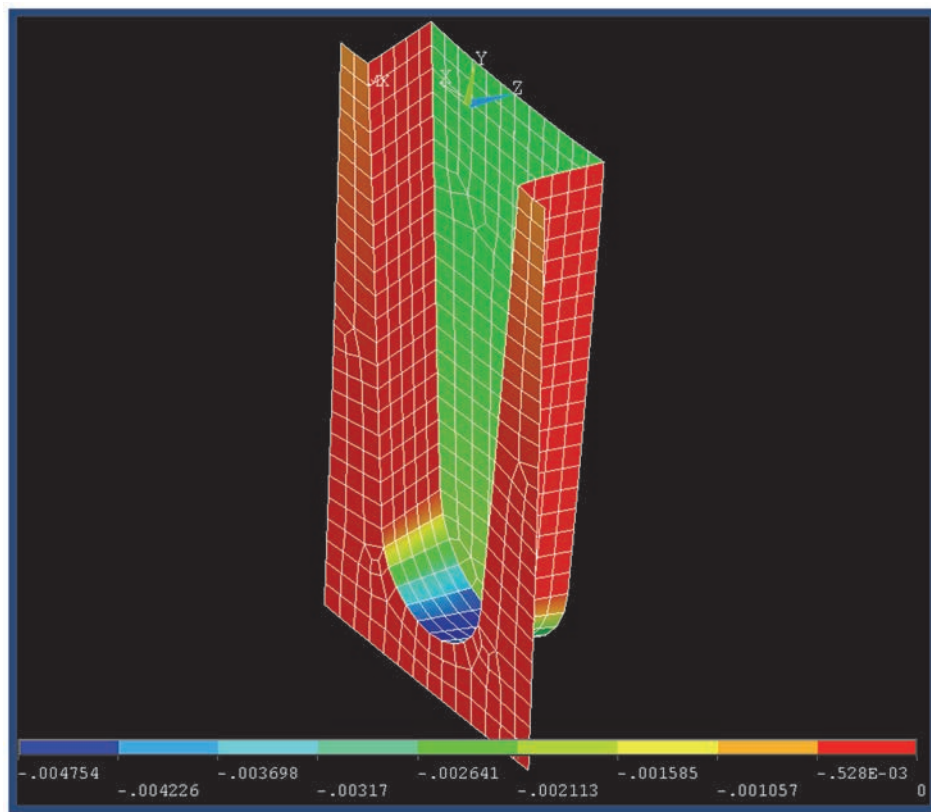


Figura 4.124. Distancias en los elementos de contacto entre vigueta y viga – Vista en ANSYS Mechanical APDL

En un contacto de tipo friccional, los dos cuerpos en contacto pueden soportar tensiones cortantes hasta una cierta magnitud a través de su interfaz antes de que empiecen a deslizarse entre sí. Este estado ANSYS lo denomina “*sticking*” (“*pegado*” o “*enganchado*”). El modelo define una tensión cortante equivalente a partir de la cual el deslizamiento de la geometría comienza a ocurrir como fracción de la presión del contacto. Una vez la tensión de corte se sobrepasa, las dos geometrías deslizarán una respecto a la otra (“*sliding*”).

Es fundamental, por tanto, el valor del coeficiente de fricción, que en este modelo se tomó de 0,27, según determinación experimental de Crespo *et al.* [40] para este tipo de unión y este mismo material

Como formulación de cálculo para el contacto se empleó el método de los multiplicadores de Lagrange aumentado, ya que el manual de Ansys recomienda el empleo de este método en lugar del habitual (“*pure penalty*”) en modelos en los que es necesario un mayor control sobre la penetración de un cuerpo sobre el otro, aspecto delicado en este modelo. Además, es menos sensible al valor del coeficiente de rigidez normal de contacto de cara a la obtención de convergencia.

Como valor del coeficiente de rigidez normal de contacto se fijó un valor de 0,1; que es el valor recomendado por el manual del programa para modelos en los que prima la deformación por

Material y métodos

flexión, como es el caso, frente al valor por defecto (la unidad) que sería más apropiado para deformaciones masivas.

En la Figura 4.125 puede verse el comportamiento de la superficie de contacto en la testa de la vigueta y la espiga tras haber lanzado el modelo:

- en color amarillo, las zonas que no están en contacto con la viga.
- en color naranja, las zonas en las que se produce deslizamiento, principalmente los flancos de la unión.
- en color rojo, las zonas que están “pegadas” entre sí, principalmente la zona debajo de la espiga, ya que en esa zona la vigueta se aplasta contra la viga.

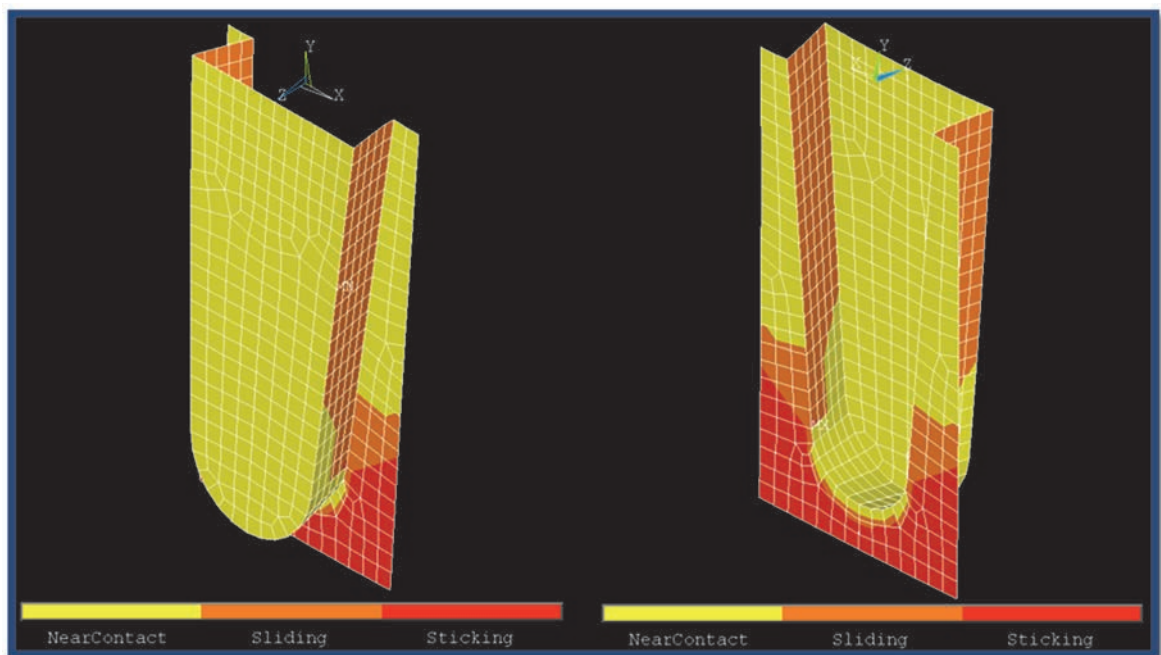


Figura 4.125. Dos vistas axonométricas desde ángulos opuestos del comportamiento del contacto vigueta-viga

Ajustes globales del análisis

Al tratarse de un análisis estático, o estacionario, los ajustes globales del mismo que se tuvieron que realizar fueron menores que en el caso del análisis transitorio. En este caso en concreto se aceptaron los valores por defecto que el programa propone, excepto el parámetro “weak springs”, que se desactivó. Los “weak springs” son “elementos de muelle débil” que en determinados modelos pueden facilitar la convergencia. En este caso se desactivaron ya que se demostró que no eran imprescindibles para la convergencia, y no interesaba que apareciesen en el post-proceso que posteriormente se realizó empleando ANSYS Mechanical APDL.

Material y métodos

Condiciones de contorno

Cargas

El peso propio de la viga y la vigueta se aplicó mediante una opción de ANSYS Workbench, que calcula el mismo en función de los valores de la propiedad “densidad” que se han definido para el material, que son a su vez función de la temperatura.

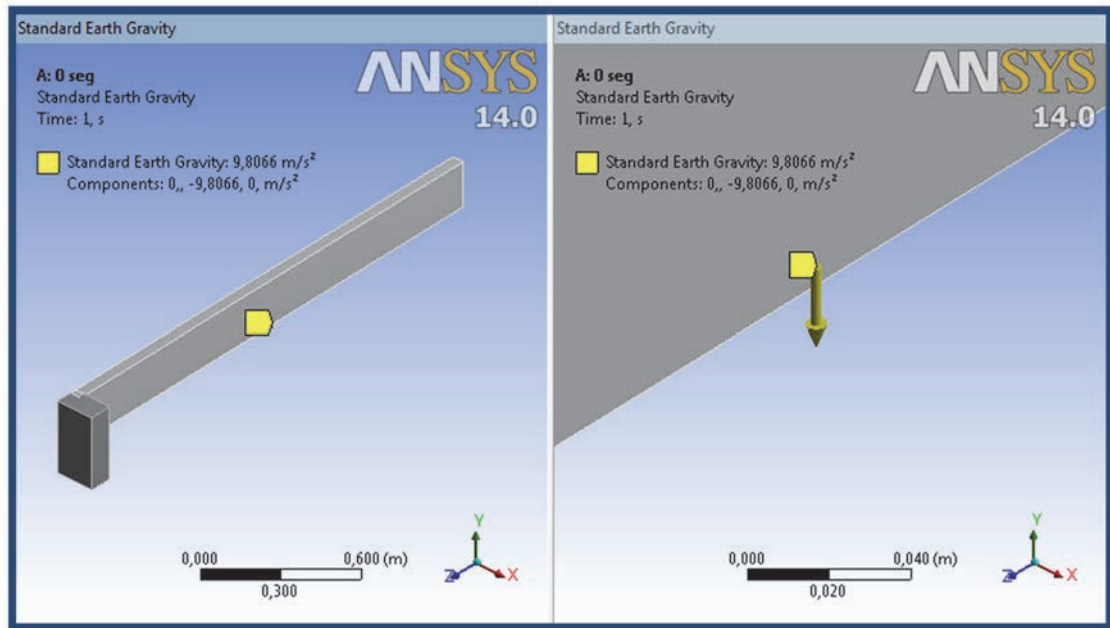


Figura 4.126. Introducción del peso propio en ANSYS Workbench

El tipo y cuantía de las cargas mecánicas introducidas en el modelo fueron las determinadas por Azahara Soilán en su tesis [183] para una vigueta de forjado de idénticas dimensiones a las del presente modelo ($B = 0,1$ m; $H = 0,2$ m; $L = 4,2$ m), y que son las siguientes considerando que la vigueta forma parte de una estructura de forjado de vivienda con un intereje entre viguetas de 0,6 m:

$$q_p = 1,08 \text{ kN/m}$$

$$q_v = 1,2 \text{ kN/m}$$

Siendo:

q_p = carga permanente lineal considerando 0,6 m de intereje entre viguetas

q_v = carga variable, en este caso sobrecarga de uso de vivienda lineal considerando 0,6 metros de intereje

$$q_p + q_v = 2,28 \text{ kN/m}$$

Para expresarlo en unidades de presión se divide por el ancho de la vigueta (0,1 m), resultando $22,8 \text{ kN/m}^2$. Por tanto, se introduce una presión sobre la cara superior de la vigueta que represente la carga permanente más la sobrecarga de uso de 22.800 Pa , en dirección $-Y$.

Material y métodos

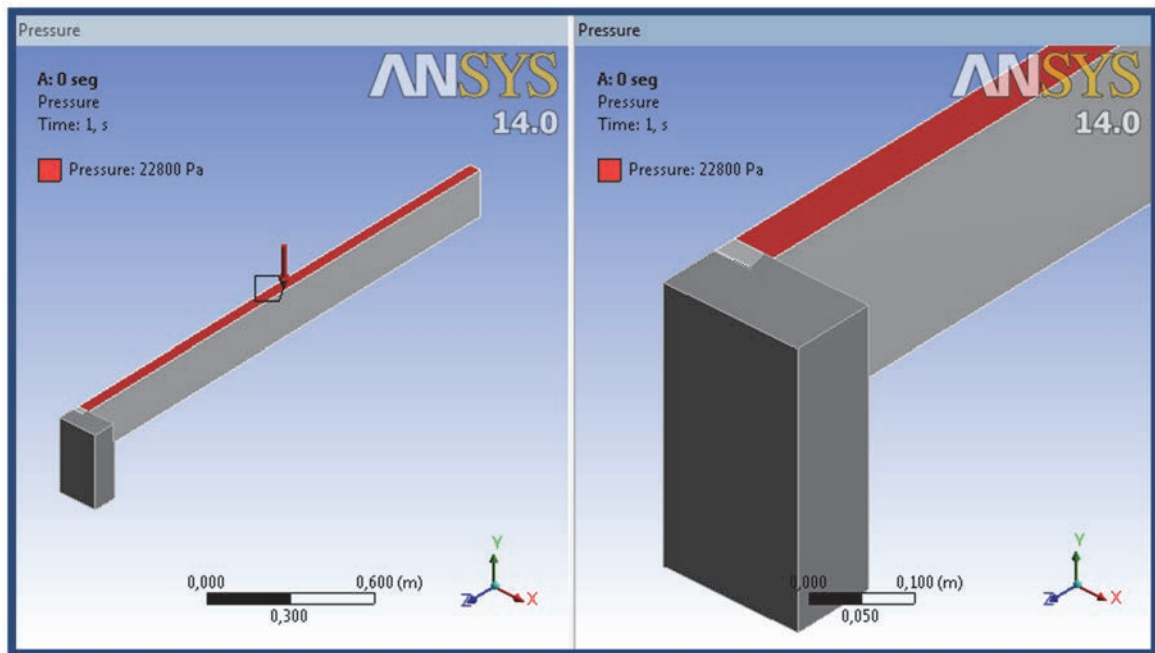


Figura 4.127. Aplicación de carga mecánica sobre la cara superior de la vigueta

Coacciones

En la base de la vigueta se introdujo una coacción tipo “*fixed support*”, lo que implica que todos los nodos de esa cara ven coaccionados sus tres grados de libertad (desplazamiento en X, en Y y en Z), y por tanto no pueden desplazarse en ninguna dirección.

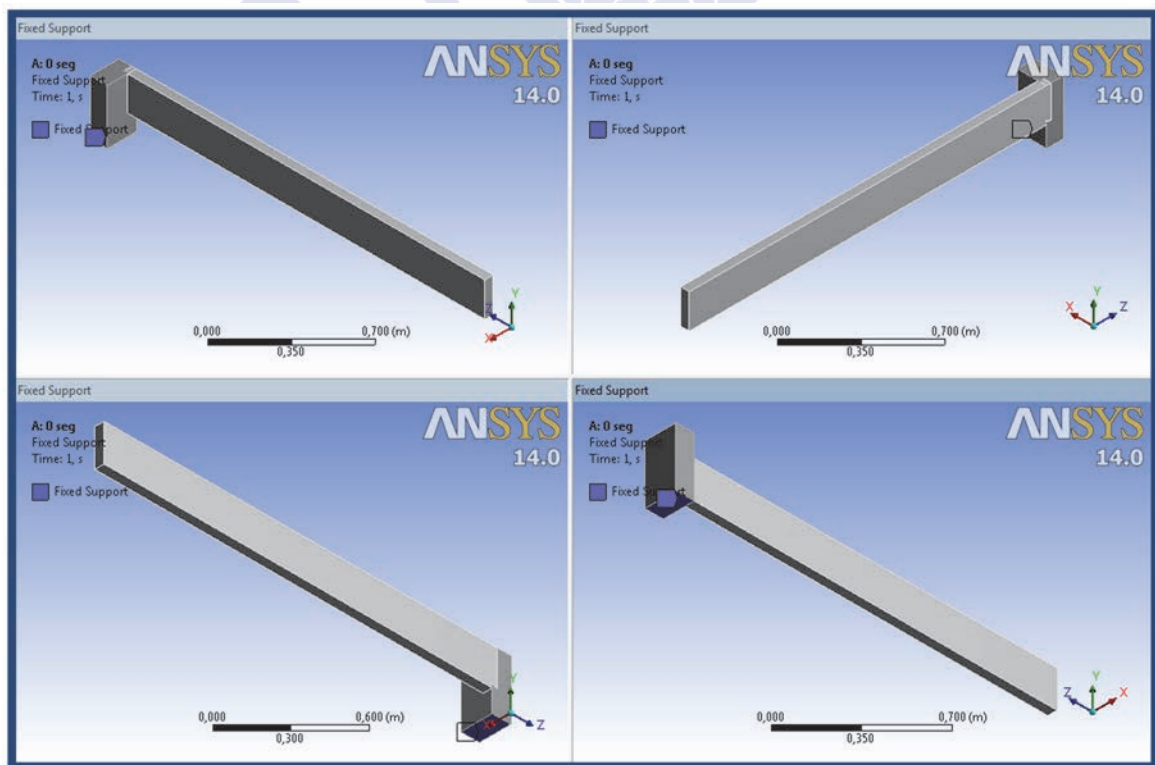


Figura 4.128. Coacción tipo “*fixed support*” en la base de la viga en el modelo mecánico

Material y métodos

En las superficies laterales de viga y vigueta, así como en la trasera de la viga, (ver Figura 4.129) se introdujeron coacciones tipo “frictionless support”. Eso implica que los nodos de cada una de esas caras tienen como único grado de libertad el desplazamiento en el plano que contiene a esa cara.

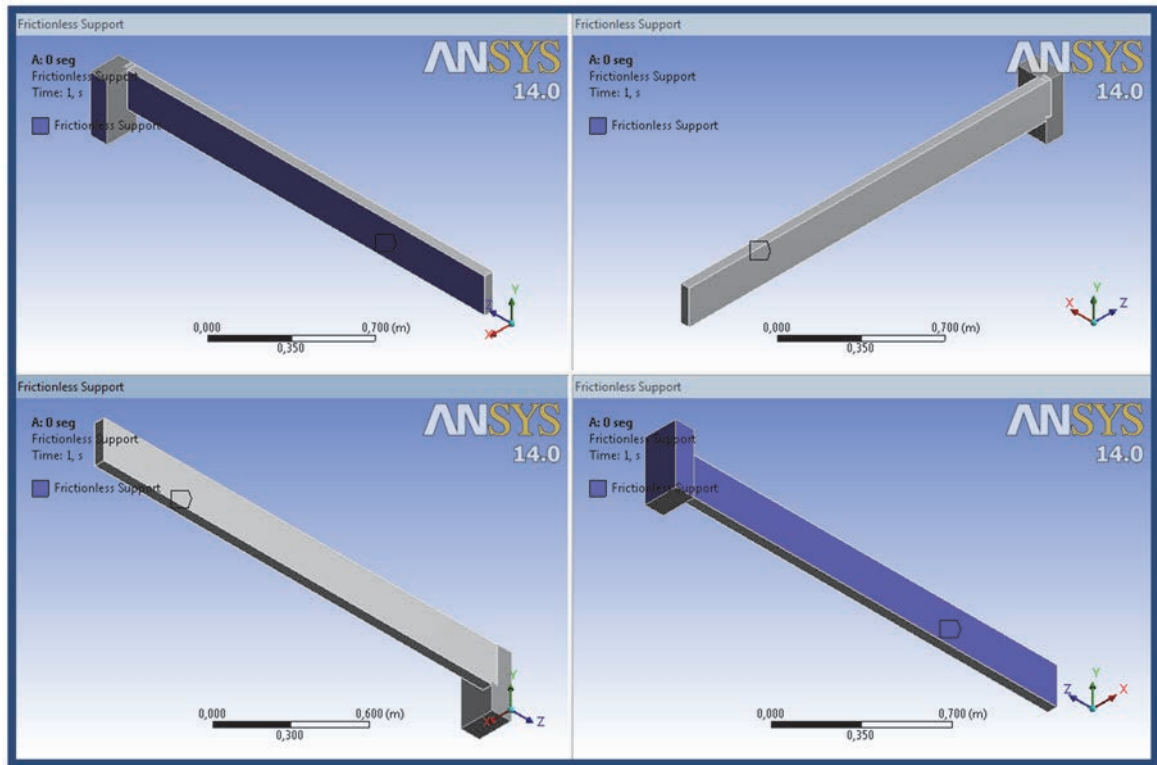


Figura 4.129. Coacciones tipo “frictionless support” en el modelo mecánico

Solución y salida de resultados

Ansys Workbench no ofrece en su módulo de postproceso determinadas opciones que sí posee Ansys Mechanical APDL, como puede ser por ejemplo el cálculo del criterio de rotura de Tsai Wu. Por ello, una vez se resolvió el modelo en ANSYS Workbench, se exportó a ANSYS Mechanical APDL para emplear su postprocesador y obtener determinados resultados. Además, Ansys Mechanical APDL permite representar gráficamente la totalidad de los elementos, creando una mitad simétrica del mismo a partir del plano que corta longitudinalmente a la vigueta (véase por ejemplo la Figura 4.130, con la representación de Ansys Workbench a la izquierda y Ansys Mechanical APDL a la derecha).

Validación del modelo

Para validar el modelo mecánico de elementos finitos cuya metodología de elaboración se acaba de exponer, con los resultados del modelo de elementos finitos elaborado en la tesis doctoral de Azahara Soilán. En primer lugar se compararán las flechas máximas obtenidas en su trabajo y en el presente.

Material y métodos

Para el modelo mecánico creado con los parámetros anteriormente descritos se obtuvo una flecha máxima de 8,535 mm (Figura 4.130).

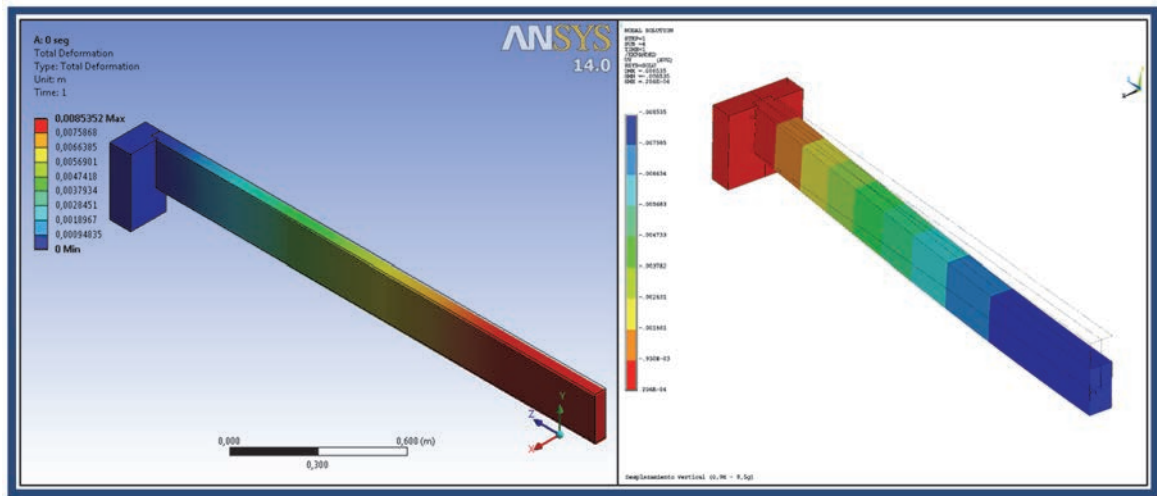


Figura 4.130. Flecha máxima en el modelo mecánico, representado en Ansys Workbench (izquierda) y en Ansys Mechanical APDL (derecha)

Este resultado, la flecha máxima, demostró ser muy sensible a los valores tomados en los parámetros que definen el mallado del modelo, tanto al tamaño del elemento como al valor de coeficiente de rozamiento de la unión, como a la definición y formulación de la misma. Se observó que otras configuraciones del modelo ofrecían valores de flecha diferentes, obteniéndose un abanico de resultados desde 8,3 mm hasta 9,0 mm.

En su tesis doctoral, Azahara Soilán obtiene una flecha máxima para esta misma geometría de 8,9 mm, por lo que se probaron distintas configuraciones del modelo para intentar obtener exactamente el mismo valor. Para ello, se analizaron los parámetros del modelo empleado en su tesis y los empleados en el trabajo actual, probándose además diversas configuraciones de los mismos:

- modelización geométrica de viga y vigueta. En su tesis, A. Soilán modeliza viga y vigueta a partir de una combinación de planos 2D de geometría simple que se extruyen para crear varios cuerpos de volumen regular, que posteriormente se mallan conjuntamente, a diferencia del modelo desarrollado en este trabajo que consta de dos únicos cuerpos, uno para la viga y otro para la vigueta.
- tamaño de mallado de viga y vigueta. A. Soilán emplea elementos de varios tamaños: 25 mm en las zonas más homogéneas de viga y vigueta, 10 mm en zonas de encuentro entre ambos elementos. En este trabajo se emplearon elementos de 8 mm de tamaño con un refinamiento mayor en la zona de la espiga de la vigueta. Soilán refiere 77.000 elementos en su modelo, que no incluye plano de geometría longitudinal, mientras que el modelo presente refiere 61.724 elementos pero para la mitad del geometría (es decir, que para un modelo sin simetría como el suyo serían 123.448 elementos).
- definición de los contactos. en el presente modelo se creó un único par de contactos, pero también se realizaron varios modelos con diferentes configuraciones, como por ejemplo una pareja de contactos de tipo friccional entre la espiga y la mortaja y una

Material y métodos

pareja sin fricción entre testa de vigueta y cara de apoyo de la viga; además de testear diversos valores de coeficiente de fricción.

Finalmente, y tras numerosas pruebas, consiguió obtenerse el mismo valor de flecha que en el modelo de Azahara Soilán: 8,9 mm, con un modelo creado con la siguiente configuración:

- modelado geométrico: se hizo por conjunción de cuerpos de elementos simples (véase en la Figura 4.131, que representa este modelo, como tanto viga como vigueta se componen de distintos cuerpos, cada uno de un color diferente).
- tamaño de mallado: se emplearon elementos de 25 mm en las zonas más homogéneas del modelo y 20 mm en las zonas de encuentro entre viga y vigueta.
- definición de contactos: se crearon tres pares de contactos. Un par de superficies de contacto friccional entre los flancos laterales de espiga y mortaja; otro par de superficies de contacto pero sin fricción entre la testa de la espiga y el fondo de la mortaja; y otro par sin fricción entre testa de vigueta y cara de apoyo de la viga.

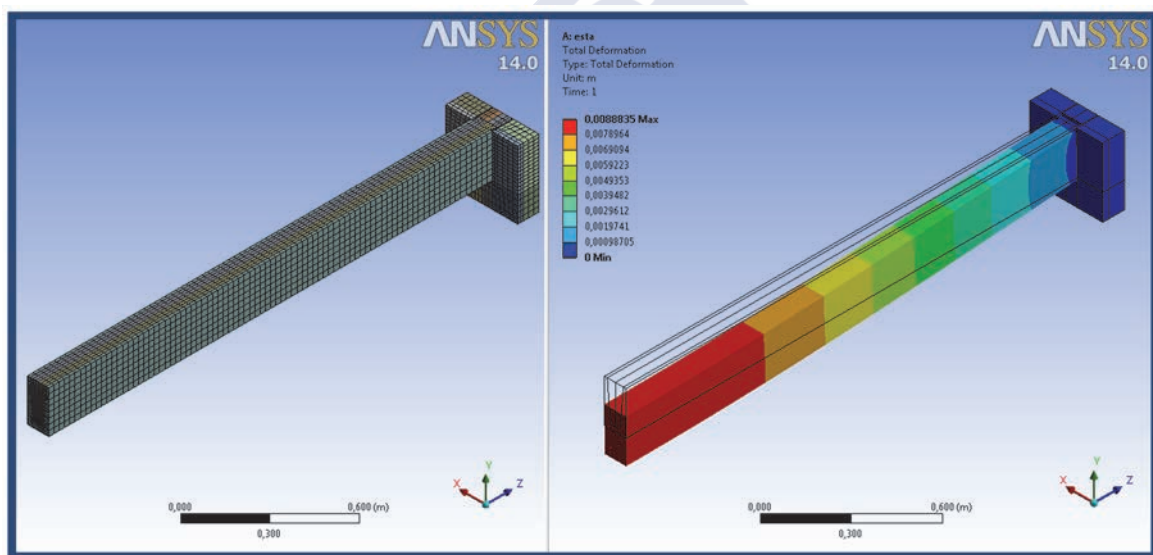


Figura 4.131. Modelo mecánico de elementos finitos con el que se obtiene una flecha máxima de 8,884 mm a temperatura ambiente

No obstante, aunque el modelo recién descrito ofrece resultados mecánicos más similares a los de Azahara Soilán, al menos en lo que a flecha atañe, hubo de ser desechado, ya que al someter este modelo a cargas térmicas en fases posteriores de este trabajo, se producía la no convergencia del mismo, probablemente debido al elevado tamaño de los elementos.

Es decir: emplear tamaños de elementos mayores aproximan los resultados mecánicos de flecha máxima a temperatura ambiente a los resultados de A. Soilán, que fueron contrastados con ensayos experimentales, pero provocan que una vez se aplican cargas térmicas al modelo, este no converja. Por ello, fue necesario acudir a tamaños más pequeños, que permitiesen que el modelo mecánico en situación de incendio convergiese, pero cuyo valor de flecha máxima difiriese lo menos posible del resultado de A. Soilán. Finalmente, tras un testeo de una multitud de modelos diferentes, se llegó al modelo que se ha venido exponiendo, con una

Material y métodos

flecha máxima de 8,535 mm, valor que difiere un 4,49 % del valor del modelo de Soilán, por lo que dicho modelo se considera validado.

Para dar mayor peso a esta validación, se calculó el índice de rotura empleando el criterio de Tsai Wu, y se comparó con los resultados obtenidos por Soilán, observándose que son similares: en la vigueta el criterio tiene en todos sus puntos un valor < 1 , tal y como se puede ver en la Figura 4.132, valor que indicaría rotura, por lo que se considera que la vigueta está por debajo de su límite resistente según este criterio. En la viga sí se alcanzan valores superiores a 1 en la zona que se encuentra debajo de la mortaja (Figura 4.133), donde apoya la parte inferior de la testa de la vigueta. Estos resultados son los mismos que refiere Soilán, y ella en su tesis postula que este valor, aun siendo superior a la unidad, no provocaría fallo de la unión, ya que en realidad indicaría una redistribución de tensiones y la entrada en la fase de comportamiento elasto-plástico de la madera. La distribución de valores a lo largo de las piezas es muy similar en el modelo de A. Soilán y en el de este trabajo, confirmando la validación del modelo. Existen pequeñas diferencias, especialmente en la zona donde termina la parte recta de los flancos de la espiga y ésta comienza a redondearse, en su zona inferior, y que son discutidas en el la pág. 274 de este trabajo, dentro del capítulo de resultados y discusión.

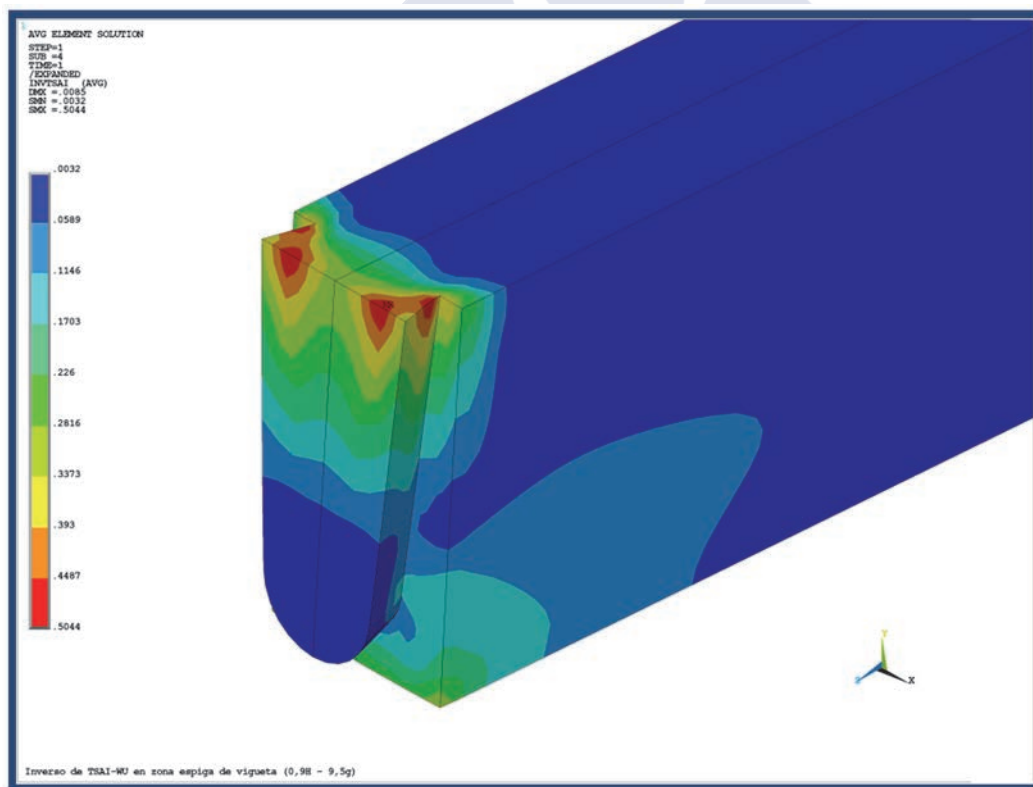


Figura 4.132. Valor del criterio de TSAI WU en la vigueta del modelo mecánico de elementos finitos a temperatura ambiente

Material y métodos

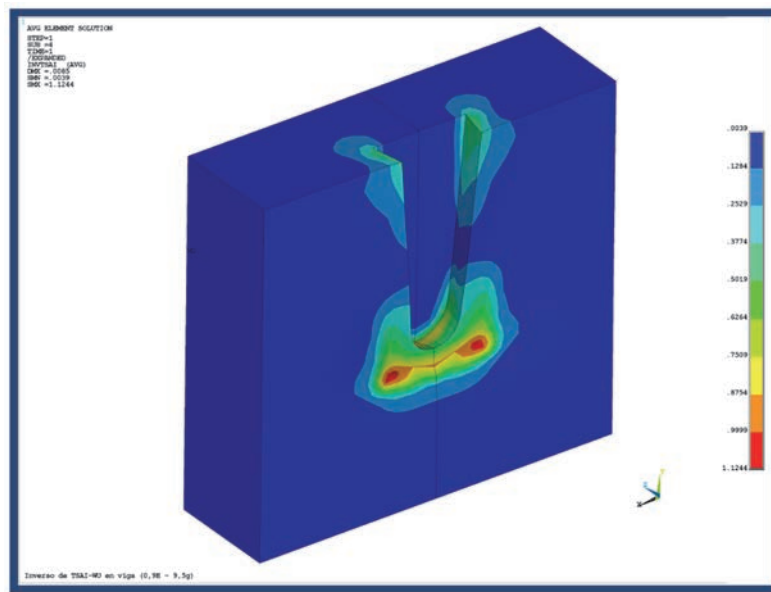


Figura 4.133. Valor del criterio de Tsai Wu en la viga del modelo mecánico de elementos finitos a temperatura ambiente

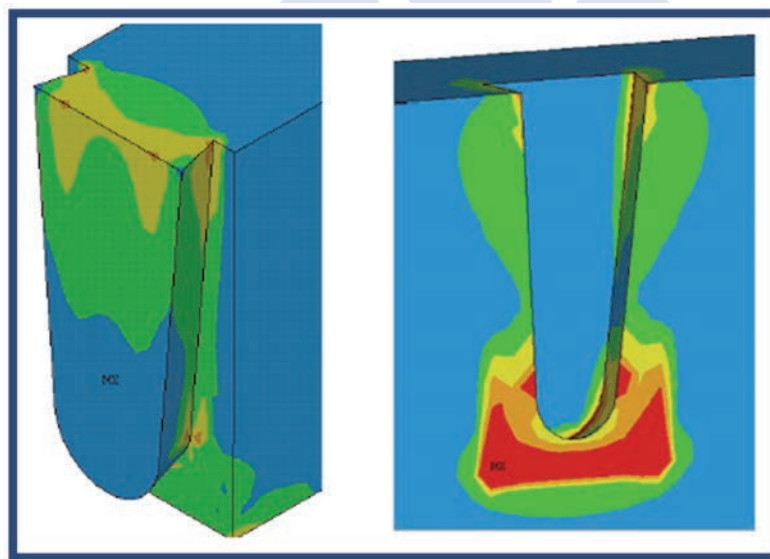


Figura 4.134. Distribución en vigueta y viga de los valores del criterio de rotura de Tsai Wu según A. Soilán [183]

Modelo mecánico de elementos finitos en situación de incendio: modelo termo-mecánico

Una vez estuvo creado y validado el modelo mecánico de elementos finitos en situación ordinaria, es decir, a temperatura ambiente, a este mismo modelo le fue aplicada como condición de contorno la temperatura obtenida como resultado en el modelo térmico.

Para ello, se acudió al modelo térmico de elementos finitos y se obtuvieron los valores de las temperaturas para cada nodo en los instantes $t = 600$ segundos, $t = 1200$ segundos y $t = 1800$ segundos, para el modelo tipo A y para el modelo tipo B. Estos valores se exportaron, con las coordenadas geométricas de cada nodo, como ficheros de valores separados por comas.

Material y métodos

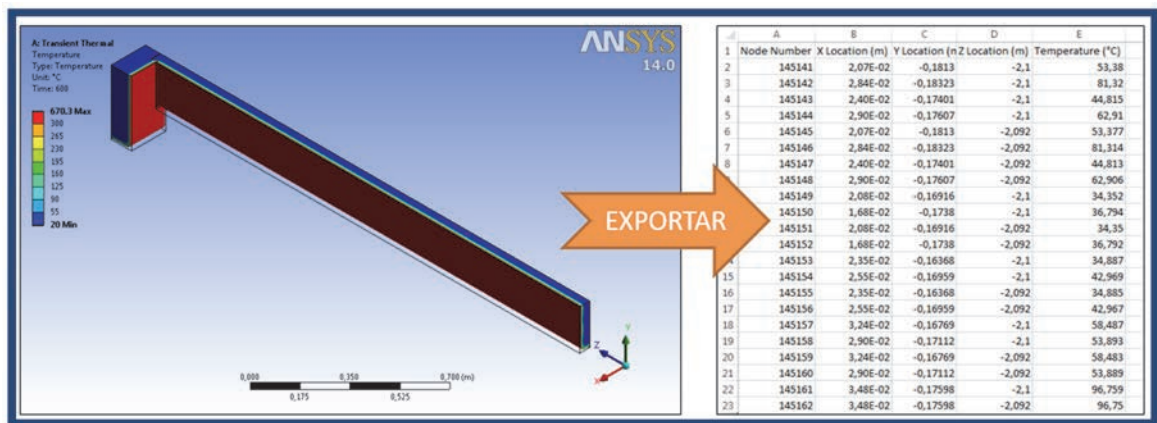


Figura 4.135. Exportación de valores de temperaturas en los nodos del modelo térmico de elementos finitos

A continuación, en el modelo mecánico se introdujo como variable de entrada el fichero anteriormente indicado, que contiene la temperatura a la que se encuentra cada punto geométrico en el que se encontraba cada nodo del modelo térmico.

Estas temperaturas debieron de ser mapeadas sobre el mallado del modelo térmico, que no era exactamente coincidente con el térmico al haber desaparecido el aire de la mortaja de la cola de milano. Estas temperaturas aplicadas sobre cada nodo del modelo termo-mecánico constituyeron una condición de contorno más del análisis, y sirvieron para que ANSYS pudiese calcular los valores de las propiedades elásticas y de resistencia de cada elemento en función de la temperatura a que se encuentre, que fue a su vez hallada a partir de la temperatura a la que se encuentren los 8 nodos que lo componen.

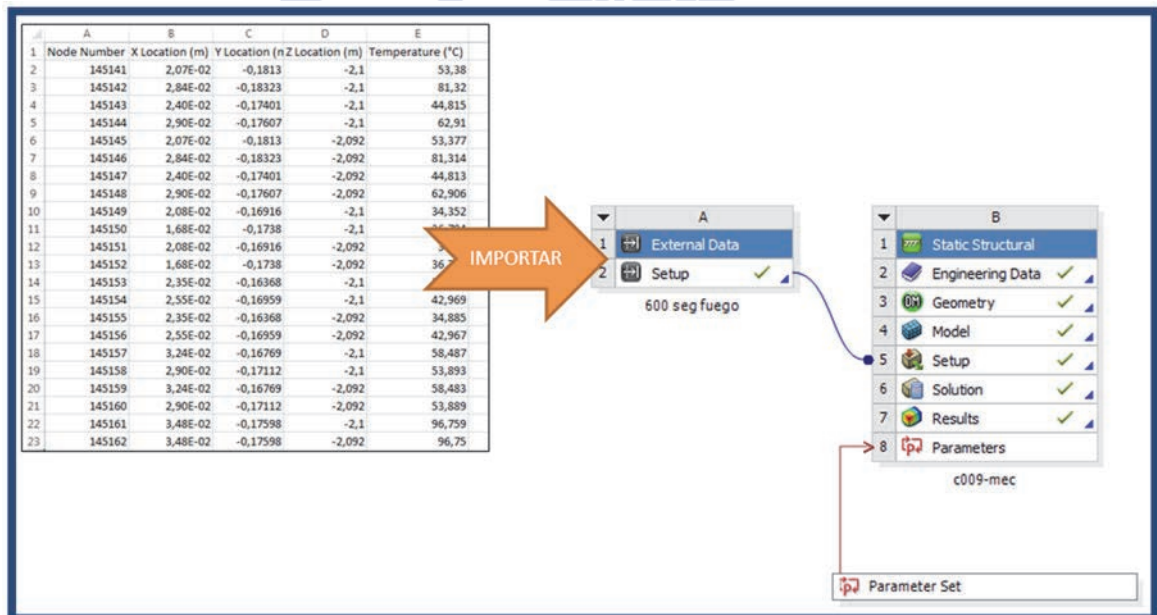


Figura 4.136. Importación del fichero de valores de temperaturas al modelo mecánico

Además de la temperatura en cada uno de los nodos, el otro parámetros del modelo mecánico en situación de incendio que varía con respecto al modelo mecánico en situación ordinaria es

Material y métodos

la carga mecánica a la que está sometida la vigueta en su cara superior, que al tratarse de una situación extraordinaria que será igual a $q_p + 0,5 \cdot q_v$, es decir, 1,68 kN/m o 16,8 kN/m².

El proceso de exportación de temperaturas del modelo térmico, e importación en el modelo mecánico, se repitió para todos los casos de incendio: dos modelos de aplicación de cargas térmicas, A y B; y tres tiempos de incendio de 600, 1200 y 1800 segundos, obteniendo por tanto 6 casos mecánicos en situación de incendio (Tabla 4.10) por cada caso mecánico en situación ordinaria.

Modelo	Tiempo (s)
A	600
A	1200
A	1800
B	600
B	1200
B	1800

Tabla 4.10. Casos de incendio a aplicar a cada modelo mecánico, en función de modelos y tiempo

A continuación, para los 6 casos anteriores, se calculó la flecha máxima y el valor del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu, al igual que se hizo en el caso ordinario, es decir, empleando comandos de ANSYS Mechanical APDL imbricados en ANSYS Workbench.

Se observó que en situación de incendio existían elementos finitos que alcanzaban una temperatura de más de 300 °C, por lo que no tenía sentido incluirlos en el cálculo del índice de rotura, ya que de acuerdo con las propiedades atribuidas al material, su módulo de elasticidad es prácticamente nulo y su resistencia máxima es nula. Esto provocaba que indefectiblemente el índice de rotura de Tsai Wu máximo resultase tener un valor superior a uno.

Con el ánimo de obtener un índice de rotura más representativo, se planteó realizar el cálculo del índice de rotura de Tsai Wu sobre el subconjunto de elementos que tuviesen aún resistencia estructural, es decir, que no se hubiesen carbonizado aún y fuesen realmente madera.

Consecuentemente con el punto anterior, la primera idea intuitiva fue desechar los elementos carbonizados, es decir, de temperatura superior a 300 grados. No obstante, de este modo entraban en el cálculo del índice Tsai Wu elementos que aun no estando carbonizados, estaban a punto de estarlo (los de temperatura igual a 299 °C, por ejemplo) por lo que su módulo estructural seguía siendo muy bajo, su resistencia estructural mínima y su índice de rotura elevadísimo.

Incluso para un elemento a 100 °C, el módulo resistente vale un 35 % de su valor que en situación ordinaria (20 °C), y la resistencia a compresión sólo un 25 % de lo que vale a temperatura ambiente, por lo que los elementos que se encuentren a esa temperatura tendrán valores de criterio de rotura de Tsai Wu muy elevados.

Material y métodos

Finalmente se tomó como criterio para considerar madera aún estructural aquella que mantuviese un 80 % del valor de su resistencia a compresión a temperatura ambiente, resultando que esto se cumple mientras el elemento finito no supere los 41 °C.

No obstante se consideró de interés realizar el cálculo de flecha e índice de Tsai Wu sobre todos los elementos (el modelo completo) y sobre cada uno de los conjuntos de elementos finitos de temperatura inferior a las fronteras indicadas anteriormente (cualquier temperatura, 300 °C, 100 °C y 41 °C, ya que:

- Todos los elementos, a cualquier temperatura, representan el conjunto del modelo completo.
- Los elementos de temperatura inferior a 300 °C representan la madera no carbonizada.
- Los elementos de temperatura inferior a 100 °C representan aquella parte de la madera que conserva una resistencia a compresión del 25 %, y que aún no ha comenzado a sufrir cambios severos en su composición por evaporación del agua de constitución.
- Los elementos de temperatura inferior a 41 °C representan a la madera que apenas ha visto mermada su resistencia estructural en un 20 %.

Estas operaciones de selección de subconjuntos de elementos en función de la temperatura no pudieron realizarse con ANSYS Workbench, por lo que nuevamente hubo de acudir a imbricar comandos APDL en el módulo de solución de ANSYS Workbench. Ejecutando estos comandos se creó una tabla de resultados de temperaturas en los nodos, para a continuación calcular la temperatura en los elementos en función de los nodos de cada uno de ellos.

También se definieron cuatro subconjuntos geométricos de nodos y elementos, que ANSYS denomina *componentes*:

- componente “*viga*”, formado por los nodos y elementos del cuerpo geométrico del mismo nombre.
- componente “*vigueta*”, formado por los nodos y elementos del cuerpo geométrico del mismo nombre.
- componente “*espiga*”, formado por los nodos y elementos de la espiga de la vigueta (por tanto, el componente vigueta contiene al componente espiga).
- componente “*mortaja*”, formado por los nodos y elementos de la viga que se ubican en la zona de la mortaja que recibe a la espiga de la vigueta (por tanto el componente viga contiene al componente mortaja).

Material y métodos

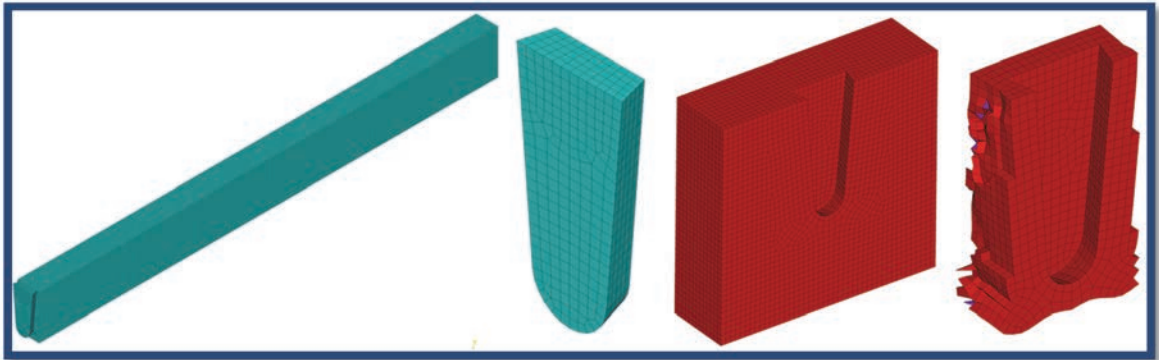


Figura 4.137. Componentes considerados: de izquierda a derecha, vigüeta, espiga, viga y mortaja.

A modo de ejemplo, se ofrecen (Figura 4.138 y Figura 4.139) para una vista en detalle del componente vigüeta definido anteriormente, las temperaturas a los 600 segundos de incendio según el modelo A de cargas térmicas, y los valores del criterio de rotura de Tsai Wu para el caso que considera todos los elementos, el que considera los elementos de temperatura inferior a 300 °C, el que considera los elementos de temperatura inferior a 100 °C, y el que considera temperatura inferior a 41 °C. La geometría de la vigüeta de las figuras es la misma que la de las probetas ensayadas experimentalmente.

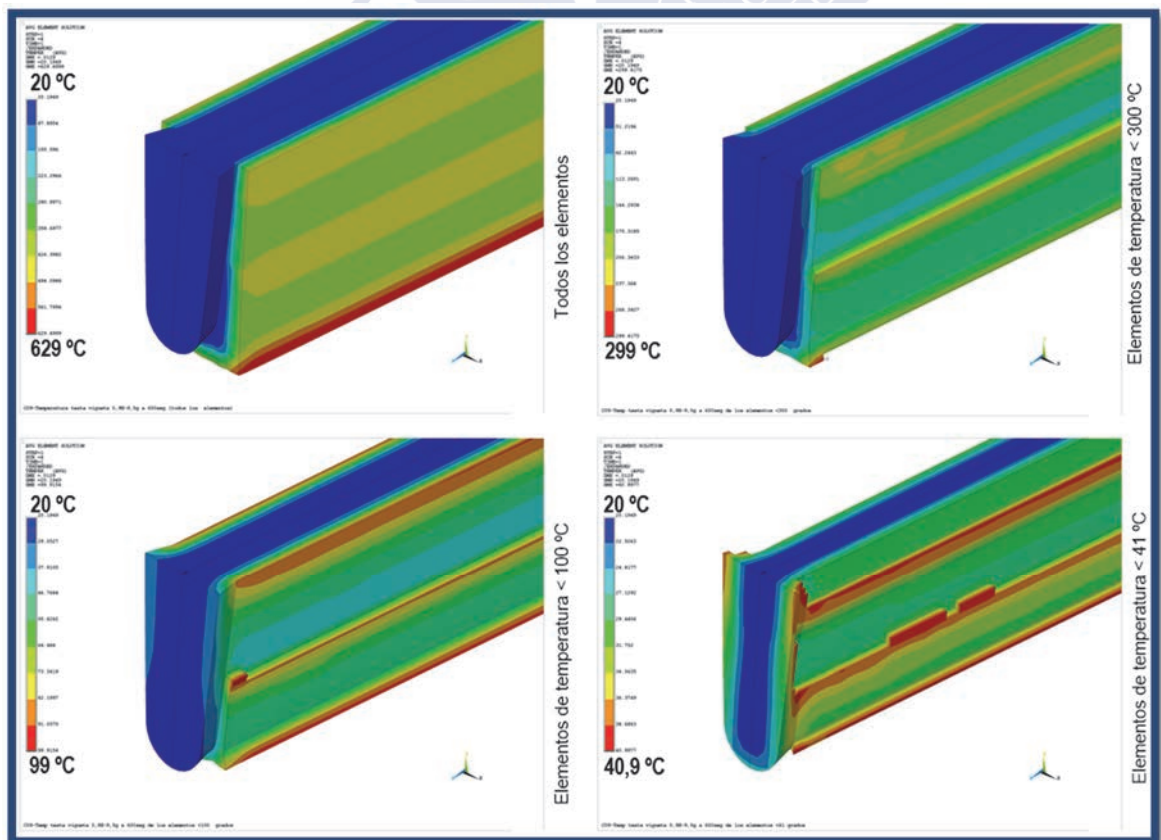


Figura 4.138. Distribución de temperaturas tras 600 segundos de incendio en el modelo A para los casos de: todos los elementos, elementos de $T^a < 300$ °C, elementos $T^a < 100$ °C y elementos $T^a < 41$ °C

Material y métodos

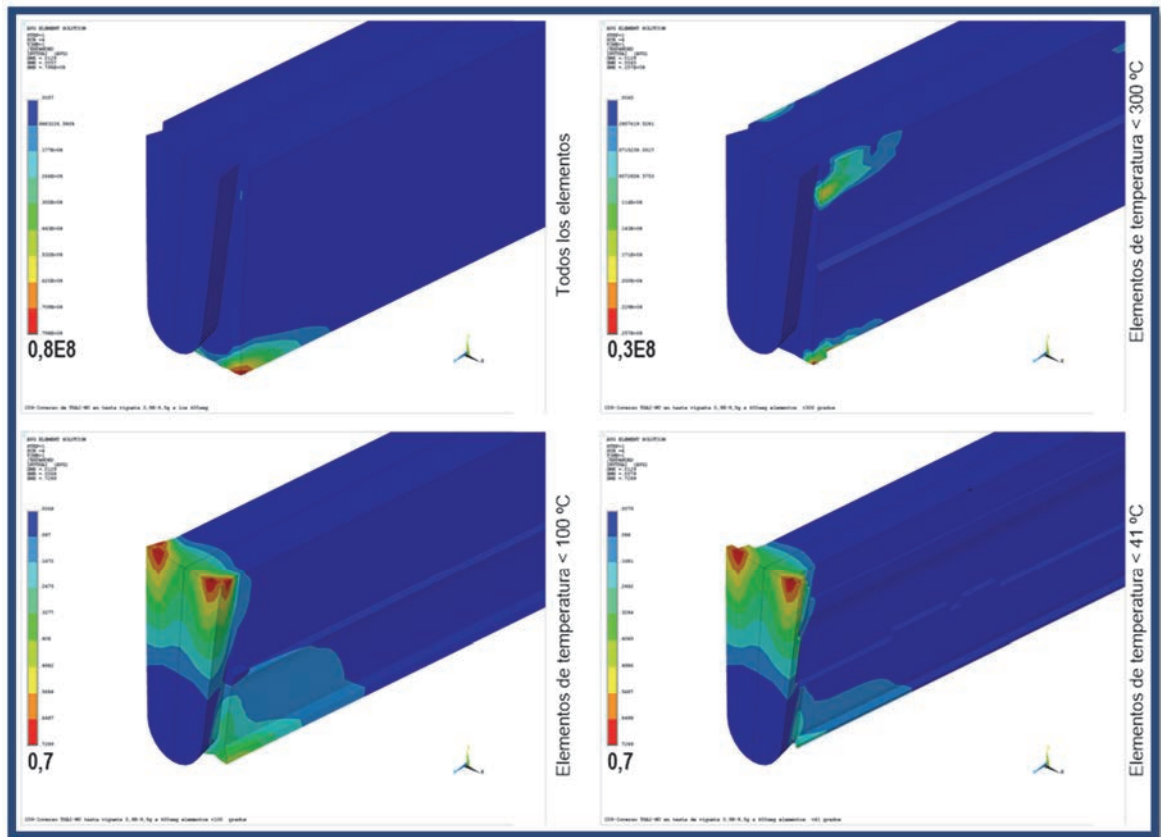


Figura 4.139. Valores del criterios de rotura de Tsai Wu tras 600 segundos de incendio en el modelo A para los casos de: todos los elementos, elementos de $T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$, elementos $T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ y elementos $T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$

Por tanto, se calcularon flecha máxima e índice de rotura de Tsai Wu para un total de 24 casos para esta geometría, y otros 24 casos para cada geometría que se discutió posteriormente, como se puede ver en la Tabla 4.11.

Empleando comandos de ANSYS Mechanical APDL, y para cada uno de los subconjuntos de elementos que no habían rebasado cada una de las temperaturas umbral consideradas, se creó una tabla en la que se almacenó el valor del volumen de cada elemento finito. Posteriormente, se seleccionaron los elementos finitos cuyo valor de índice de rotura según el criterio de Tsai Wu fuese superior a uno, y se sumó el volumen de los elementos seleccionados. Dividiendo el resultado entre el volumen total del componente que se esté evaluando (vigüeta, espiga, viga o mortaja) se obtiene el porcentaje del volumen de dicho componente que está en situación de fallo atendiendo al criterio de rotura de Tsai Wu.

Material y métodos

Caso de incendio	Modelo de carga térmica	Tiempo de Incendio (s)	Temperatura máxima de los elementos finitos considerados (°C)
01	A	600	41
02	A	600	100
03	A	600	300
04	A	600	TODOS
05	A	1200	41
06	A	1200	100
07	A	1200	300
08	A	1200	TODOS
09	A	1800	41
10	A	1800	100
11	A	1800	300
12	A	1800	TODOS
13	B	600	41
14	B	600	100
15	B	600	300
16	B	600	TODOS
17	B	1200	41
18	B	1200	100
19	B	1200	300
20	B	1200	TODOS
21	B	1800	41
22	B	1800	100
23	B	1800	300
24	B	1800	TODOS

Tabla 4.11. Casos de incendio considerados para cada geometría que se discuta

También se consideró de interés conocer qué porcentaje del volumen de cada componente del modelo había sobrepasado las distintas temperaturas frontera de las que se ha hablado. P. ej., sería de interés conocer la suma del volumen de los elementos finitos de la vigueta cuya temperatura supera los 300 °C en un determinado instante de incendio, ya que sería conocer qué porcentaje de viga se habría carbonizado hasta ese momento. Este porcentaje se pudo hallar dividiendo la suma del volumen de los elementos de la viga en el caso en que se consideran solo los elementos de temperatura inferior a 300 °C, entre el volumen de los elementos de la viga en el caso de idéntica geometría pero que considera todos los elementos con independencia de su temperatura.

Resumiendo: para cada uno de los casos de incendio, el snippet de ANSYS Mechanical APDL imbricado en ANSYS Workbench ejecuta una serie de comandos en el módulo de postproceso

Material y métodos

de ANSYS Workbench que este último programa por sí solo no permitiría hacer, y cuyos objetivos son los siguientes:

- crear 4 componentes geométricos en el modelo mecánico: viga, vigueta, mortaja de vigueta, espiga de viga.
- crear una tabla de datos con las temperaturas de cada elemento.
- crear una tabla de datos con el valor del índice de rotura del criterio de Tsai Wu para cada elemento.
- crear una tabla de datos con el valor del volumen de cada elemento.
- plotear, en ficheros gráficos tipo PNG, los resultados siguientes:
 - mallado de la vigueta.
 - mallado de la viga.
 - mallado de la espiga.
 - mallado de la mortaja.
 - temperaturas en la vigueta.
 - temperaturas en la viga.
 - temperaturas en la espiga.
 - temperaturas en la mortaja.
 - valor del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la vigueta.
 - valor del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la viga.
 - valor del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la espiga.
 - valor del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la mortaja.
 - flecha (desplazamiento en eje Y) de la vigueta.
- almacenar en la memoria del ordenador, en variables escalares de nombres representativos, los siguientes valores:
 - flecha de la vigueta.
 - temperatura máxima de la espiga.
 - temperatura máxima de la mortaja.
 - temperatura máxima de la viga.
 - temperatura máxima de la vigueta.
 - valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la espiga.
 - valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la mortaja.
 - valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la viga.
 - valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la vigueta.
 - volumen total de los elementos de la viga.
 - volumen total de los elementos de la vigueta.
 - volumen total de los elementos de la espiga.
 - volumen total de los elementos de la mortaja.
 - suma del volumen de los elementos con Tsai Wu > 1 en la viga.
 - suma del volumen de los elementos con Tsai Wu > 1 en la vigueta.
 - suma del volumen de los elementos con Tsai Wu > 1 en la espiga.
 - suma del volumen de los elementos con Tsai Wu > 1 en la mortaja.
- escribir, en un fichero de tipo TXT, los nombres y los valores de las variables escalares almacenadas en la memoria.

5. Resultados y discusión

En el capítulo anterior se expusieron los materiales y la metodología empleada para conseguir los objetivos planteados en el capítulo correspondiente del presente trabajo.

En este capítulo se exponen los resultados obtenidos en los ensayos experimentales y en los diferentes modelos de elementos finitos generados, y a partir de dichos resultados se proponen otras geometrías con las que se lanzaron simulaciones de nuevos casos de los modelos de elementos finitos creados.

Tipología de los resultados obtenidos

Se obtuvieron distintos resultados en función de la tipología de los ensayos realizados, que a continuación son indicados.

Resultados de los ensayos experimentales

De los ensayos experimentales de carbonización, de 30 minutos de duración y realizados con una metodología propia creada *ad hoc* respetando los preceptos que indica la norma UNE-EN-1363-1 [200], se obtuvieron estos resultados:

- Velocidad de carbonización de probeta prismática de madera laminada de píceas.
- Velocidad de carbonización de probetas de madera laminada de castaño ensambladas en unión en cola de milano.
- Velocidad de carbonización de probetas de madera laminada de píceas ensambladas en unión en cola de milano.
- Curvas de evolución de la temperatura a lo largo del tiempo de ensayo en los 6 puntos geométricos de la probeta prismática de píceas laminada en los que se ubicaron termopares de registro.
- Curvas de evolución de la temperatura a lo largo del tiempo de ensayo en los 14 puntos geométricos de las probetas de castaño laminado ensambladas en unión en cola de milano en los que se ubicaron termopares de registro.
- Curvas de evolución de la temperatura a lo largo del tiempo de ensayo en los 14 puntos geométricos de las probetas de píceas laminada ensambladas en unión en cola de milano en los que se ubicaron termopares de registro.

Resultados de la simulación térmica (ensayos virtuales de carbonización empleando modelo de elementos finitos)

Se crearon, con distintas geometrías, modelos térmicos por el método de los elementos finitos, que se sometieron a un ensayo de carbonización de 30 minutos análogo a los

Resultados y discusión

realizados experimentalmente. Se crearon dos tipos de modelos distintos, los modelos tipo A en los que las caras internas de la unión en cola de milano se consideraron totalmente protegidas y no recibían carga térmica alguna; y unos modelos tipo B en los que se consideró que dichas caras están semiexpuestas o semiprotegidas, y por lo tanto recibieron cierta carga térmica.

Para ambos tipos de modelos, se obtuvo:

- Distribución de temperaturas en todos los lugares geométricos del modelo a lo largo de los 1800 segundos de incendio, siendo posible pedir al software que muestre el valor de la temperatura en cualquier ubicación espacial y temporal concreta. Algunos resultados de temperatura de especial interés son:
 - o Evolución de la temperatura a lo largo del tiempo de los 1800 segundos de ensayo en los mismos puntos geométricos en los que en los ensayos experimentales se localizaban los 14 termopares de registro.
 - o Temperatura a lo largo de los 1800 segundos de ensayo en el centro de los flancos de la espiga de la vigueta
 - o Temperatura a lo largo de los 1800 segundos de ensayo en el interior de la espiga de la vigueta.
 - o Temperatura a lo largo de los 1800 segundos de ensayo en la zona inferior de la espiga donde termina la parte recta de los flancos el flanco recto y empieza la base redondeada.
- Velocidad de carbonización. No fue un resultado directo del modelo, pero pudo obtenerse midiendo la distancia entre la cara externa de una pieza y la isoterma de 300 °C, y dividiendo dicha distancia entre los 1800 segundos de incendio.

Resultados de la simulación mecánica en situación ordinaria (temperatura ambiente)

Se crearon, con distintas geometrías, modelos mecánicos de elementos finitos que emulasen el comportamiento mecánico de la unión sometida a las cargas tipo que tendría si formase parte de una estructura de forjado, en situación ordinaria (temperatura ambiente). Los resultados obtenidos de mayor interés fueron:

- Valor de flecha máxima de la vigueta.
- Distribución del índice de rotura de Tsai Wu en todos los elementos finitos del modelo.
- Valor del índice de rotura máximo en las distintas probetas virtuales del modelo según el criterio de Tsai Wu.

Resultados y discusión

Por supuesto, una vez realizada la simulación hubiera sido posible obtener muchas más salidas de datos además de las 3 que se han indicado (p. ej. desplazamiento de cualquier nodo o elemento en cualquier dirección, estado tensional de cualquier elemento, mapa de tensiones según ejes en toda o parte de la geometría, distribución espacial de valores de diversos criterios de rotura, etc.). No obstante, este apartado es probablemente el menos novedoso del presente trabajo, ya que existe en España un antecedente importante de análisis por el método de los elementos finitos del comportamiento mecánico de uniones en cola de milano en estructuras de madera en situación ordinaria, como es la tesis doctoral de Azahara Soilán [183], por lo que no se realizó un análisis muy exhaustivo de los resultados de estos modelos mecánicos a temperatura ambiente creados.

Resultados de la simulación mecánica en situación de incendio (simulación termo-mecánica)

De mucho mayor interés que los modelos meramente mecánicos, los modelos termo-mecánicos creados con el método de los elementos finitos sí representan un estudio novedoso en España. Como se describió en la metodología, lo que se hizo fue tomar el modelo mecánico en situación ordinaria, modificar las cargas mecánicas que soporta (empleando las prescritas en el CTE para situación extraordinaria de incendio) y además aplicar como condición de contorno a los nodos del modelo las temperaturas obtenidas como resultado del modelo térmico. Los resultados especialmente considerados fueron los mismos que en el modelo mecánico a temperatura ambiente, más algunos específicos de este modelo:

- Valor de flecha máxima de la vigueta.
- Valor del índice de rotura máximo en los distintos componentes geométricos del modelo según el criterio de Tsai Wu.
- Porcentaje de volumen cada componente que ha alcanzado determinada temperatura.
- Porcentaje de volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu mayor de la unidad.

Estos resultados hubieron de considerarse para distintas geometrías; para los modelos A y B de cargas térmicas; para los instantes de incendio de 600 segundos, 1200 segundos y 1800 segundos; y para distintos conjuntos de elementos en función de su temperatura alcanzada (para todos los elementos, para todos los elementos de temperatura inferior a 300 °C, para todos los elementos de temperatura inferior a 100 °C y para todos los elementos de temperatura inferior a 41 °C).

Casos considerados

El número de casos considerados fue diferente para cada tipo de ensayo.

Ensayos experimentales

La Tabla 5.1 recoge los 5 ensayos experimentales realizados.

Resultados y discusión

Identificador	Descripción del caso
C01	Ensayo de 30 minutos de 1 viga y dos viguetas de castaño laminado, formando dos uniones en cola de milano. Se introdujeron 14 termopares, 7 en cada unión, que recogieron datos cada 18,2 segundos.
PB01	Ensayo de 30 minutos de duración de viga de píceá laminada. Se introdujeron 6 termopares, 2 en cada cara con ataque térmico, que recogieron datos cada 0,1 segundos
P02	Ensayo de 30 minutos de 1 viga y dos viguetas de píceá laminada, formando dos uniones en cola de milano. Se introdujeron 14 termopares, 7 en cada unión, que recogieron datos cada 6,2 segundos.
P03	Ensayo de 10 minutos de 1 viga y dos viguetas de píceá laminada, formando dos uniones en cola de milano. Se introdujeron 14 termopares, 7 en cada unión, que recogieron datos cada 18,2 segundos.
P04	Ensayo de 30 minutos de 1 viga y dos viguetas de píceá laminada, formando dos uniones en cola de milano. Se introdujeron 14 termopares, 7 en cada unión, que recogieron datos cada 18,2 segundos.

Tabla 5.1. Ensayos experimentales realizados

Ensayos virtuales de carbonización

En este apartado se hará referencia a los modelos de elementos finitos que comprendían una viga y una vigueta ensambladas con unión en cola de milano, obviando el modelo de elementos finitos de geometría simple, ya que no pareció de interés discutir distintas geometrías del mismo.

Los parámetros geométricos empleados en el modelo térmico de elementos finitos que se validó fueron los mismos que poseían las uniones ensayadas experimentalmente (ver Tabla 4.1 en la página 108).

Para escoger qué parámetros geométricos era conveniente aplicar a las propuestas de uniones que interesaba discutir y por lo tanto ensayar virtualmente, se acudió a los antecedentes. Azahara Soilán, en su tesis, discute varias geometrías de la unión en cola de milano redondeada en estructuras de madera, llegando a proponer cuáles son las que se muestran óptimas desde un punto de vista de comportamiento mecánico. La Figura 5.1, tomada del citado trabajo, recoge concretamente cuáles son los valores de reacción en la espiga que provocan la rotura según Tsai Wu para distintas geometrías en función de la relación altura espiga / altura vigueta (parámetro ALTESPIGA) y ángulo entre flancos de espiga (parámetro K). En color rojo se marcaron aquellas que ofrecen mayores valores resistentes para una vigueta de 100 x 200 x 4200 mm

Resultados y discusión

4,2 m

VIGUETA DE 100 x 200 x 4.200 mm

ESPIGA									
Altura espiga	Ángulo entre flancos de la espiga (°)								
	7,0	9,5	12,5	15,0	17,5	20,0	22,5	25,0	27,5
0,9H = 180 mm	5,1 kN	5,4 kN	5,6 kN	6,1 kN					
0,8H = 160 mm	4,7 kN	5,0 kN	5,5 kN	5,7 kN	6,0 kN				
0,7H = 140 mm	4,3 kN	4,7 kN	5,0 kN	5,3 kN	5,4 kN	5,7 kN			
0,6H = 120 mm		4,2 kN	4,5 kN	4,7 kN	5 kN	5,1 kN	5,3 kN		
0,5H = 100 mm		3,6 kN	3,9 kN	4,1 kN	4,0 kN	4,5 kN	4,7 kN	4,7 kN	4,7 kN

Leyenda de colores de tabla donde R es reacción resistida según el criterio aplicado:

$R \leq 3,6$	$3,6 < R \leq 4,1$	$4,1 < R \leq 4,6$	$4,6 < R \leq 5$	$5 < R \leq 5,5$	$5,5 < R \leq 5,9$	$5,9 < R$
--------------	--------------------	--------------------	------------------	------------------	--------------------	-----------

Figura 5.1. Valor de reacción en la espiga para cada geometría discutida aplicando el criterio de rotura de Tsai Wu (tabla 6.59 de [183])

Los parámetros geométricos discutidos más profusamente por Soilán fueron la altura de la espiga respecto de altura de la vigueta (ALTESPIGA) y el ángulo entre los flancos de la espiga en el plano de la testa de la vigueta (K). La Figura 5.2 [183] muestra gráficamente las geometrías discutidas en la Figura 5.1.

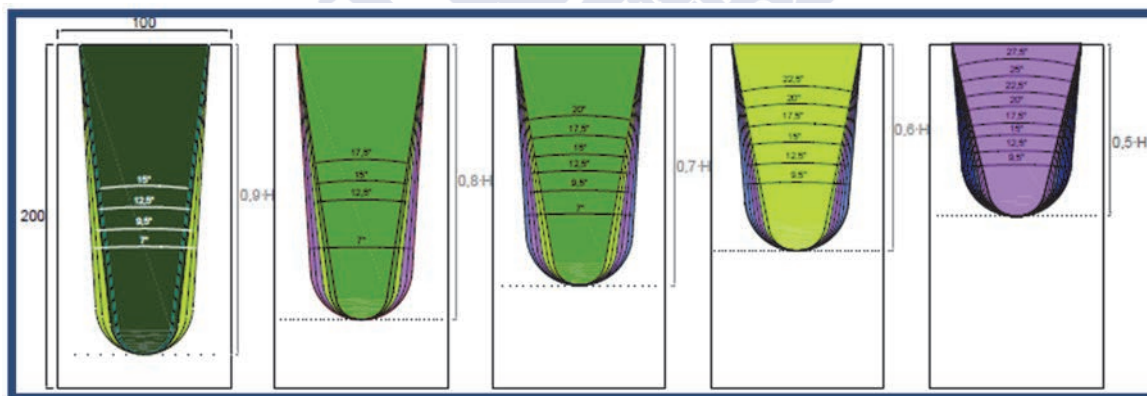


Figura 5.2. Representación según colores y en función de la geometría de la reacción resistida por la espiga de la vigueta de 100 x 200 x 4200 mm (figura 6.91 de [183])

Se discutió el comportamiento mecánico en situación de incendio de las geometrías que Soilán consideró óptimas para cada altura de espiga, es decir, las indicadas en la Tabla 5.2:

Relación altura espiga / altura vigueta	0,9 H	0,8 H	0,7 H	0,6 H	0,5H
Ángulo entre flancos de espiga	15,0°	17,5°	20,0°	22,5°	27,5°

Tabla 5.2. Geometrías óptimas de entre las discutidas por A. Soilán para viguetas de 100 x 200 x 4200 mm

Además de las geometrías indicadas en la Tabla 5.2, también se discutieron los resultados de la unión con una espiga de altura 0,9·H y ángulo K = 9,5°, por tratarse de la geometría ensayada experimentalmente.

Resultados y discusión

En su tesis, Soilán no considera como variable a discutir la anchura de la espiga en la parte superior en el plano de la testa de la vigueta (BTESTASUP) considerándola siempre de 75 mm. No obstante, de cara a un comportamiento en situación de incendio como es el evaluado en este trabajo, se consideró de interés el hacerlo. Cabía pensar intuitivamente que el hecho de que la espiga se encuentre más alejada del borde exterior de la vigueta, y con ello de la exposición a cargas térmicas, puede aumentar el comportamiento resistente de la unión. Por ello, se tomaron las dos geometrías extremas de la tabla anterior ($0,9 \cdot H$ y 15° ; $0,5 \cdot H$ y $27,5^\circ$) y se disminuyó su ancho de espiga en la cara superior, pasando a ser de 50 mm. Al tomar este nuevo valor de BTESTASUP, el valor de K hubo de variarse para mantener la premisa de diseño de que el ancho inferior de la espiga no debe ser inferior a 25 mm [183]. De este modo, las dos nuevas geometrías introducidas en la discusión fueron las indicadas en la Tabla 5.3.

Relación altura espiga / altura vigueta (ALTESPIGA)	0,9·H	0,5·H
Ángulo entre flancos de espiga (K)	7,5°	12,5°
Ancho en la parte superior de la espiga, en la cara de la testa de la vigueta (BTESTASUP)	50 mm	50 mm

Tabla 5.3. Geometrías con ancho de espiga en su parte superior de 50 mm discutidas

Así, las geometrías que fueron finalmente discutidas son las que se muestran en la Figura 5.3.

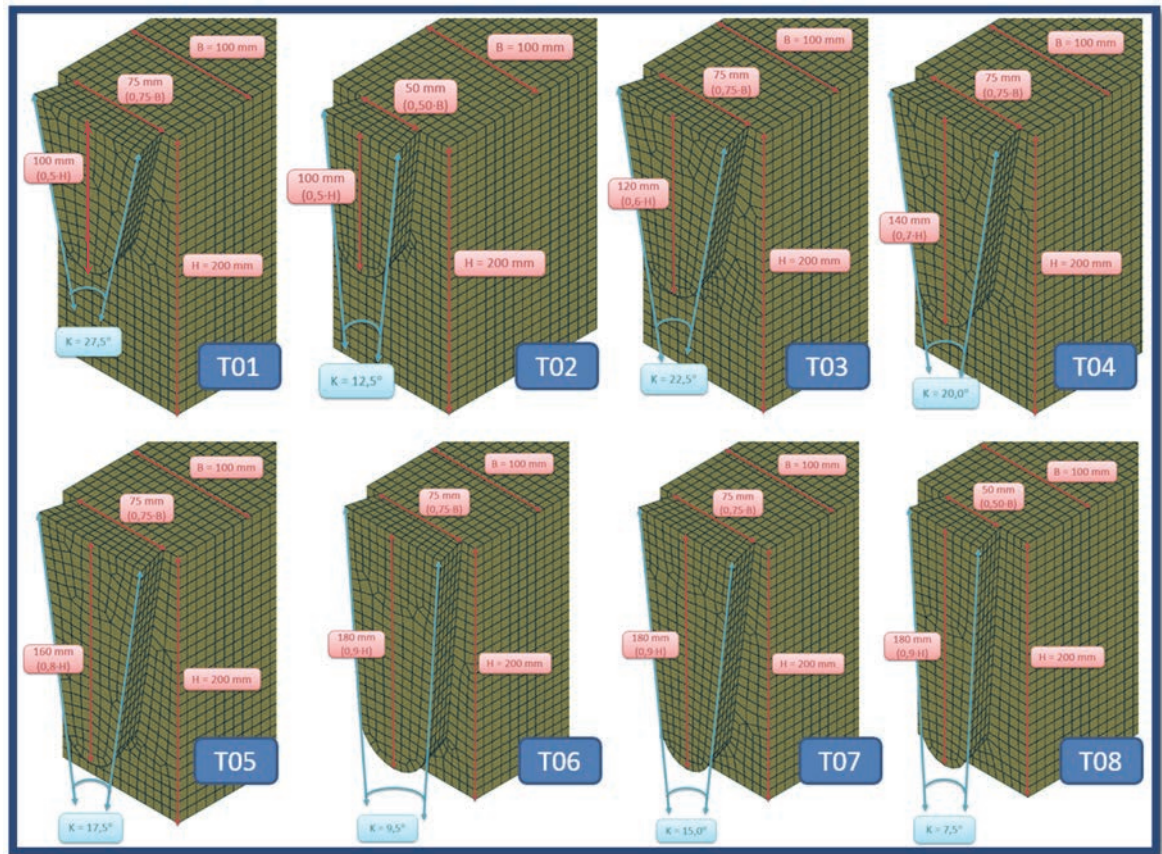


Figura 5.3. Geometrías discutidas

Las geometrías discutidas se numeraron correlativamente, y se precedieron por la letra *T* para indicar que se trataba de modelos térmicos. El valor del ancho de la espiga en su parte

Resultados y discusión

superior de indicó como coeficiente que lo relacionase con el ancho de la vigueta, y pasó a ser una variable más de diseño, junto a la relación entre altura de espiga y vigueta y al ángulo entre flancos de espiga.

Teniendo en cuenta la existencia de dos tipos de modelos en función de la carga térmica, el tipo A y el tipo B, para cada geometría, los casos de modelo de elementos finitos de tipo térmico fueron los 16 que se enumeran en la Tabla 5.4.

		CONDICIONES DE CONTORNO	PARÁMETROS GEOMÉTRICOS		
Núm.	Carpeta	Modelo tipo	Altura espiga (veces alto vigueta)	Ancho espiga (veces ancho vigueta)	Ángulo flancos espiga
T01	C007	A	0,5	0,75	27,5
T02	C015	A	0,5	0,50	12,5
T03	C005	A	0,6	0,75	22,5
T04	C003	A	0,7	0,75	20,0
T05	C001	A	0,8	0,75	17,5
T06	C009	A	0,9	0,75	9,5
T07	C011	A	0,9	0,75	15,0
T08	C013	A	0,9	0,50	7,5
T09	C008	B	0,5	0,75	27,5
T10	C016	B	0,5	0,50	12,5
T11	C006	B	0,6	0,75	22,5
T12	C004	B	0,7	0,75	20,0
T13	C002	B	0,8	0,75	17,5
T14	C010	B	0,9	0,75	9,5
T15	C012	B	0,9	0,75	15,0
T16	C014	B	0,9	0,50	7,5

Tabla 5.4. Casos de modelos térmicos de elementos finitos creados

Para cada uno de estos modelos se exportó la distribución de temperaturas a los 600 segundos, a los 1200 segundos y a los 1800 segundos de incendio, para que el mapa 3D de temperaturas exportado en cada caso sirviese de variable de entrada al modelo mecánico en situación de incendio que se construyó posteriormente.

Modelos mecánicos a temperatura ambiente

Los casos a discutir en cuanto al comportamiento mecánico en temperatura ambiente fueron uno por cada geometría propuesta en el apartado anterior, ya que no existe la diferenciación entre modelos tipos A y B en el modelo mecánico a temperatura ambiente, al no haber situación de incendio. La Tabla 5.5 recoge los casos considerados. La numeración fue correlativa, correspondiente con la empleada en los modelos térmicos y se precedió el número de la letra M para indicar que se trata de modelos mecánicos.

Resultados y discusión

Núm.	PARÁMETROS GEOMÉTRICOS		
	Altura espiga (veces altura vigüeta)	Ancho espiga (veces ancho vigüeta)	Ángulo flancos espiga
M1	0,5	0,75	27,5
M2	0,5	0,50	12,5
M3	0,6	0,75	22,5
M4	0,7	0,75	20,0
M5	0,8	0,75	17,5
M6	0,9	0,75	9,5
M7	0,9	0,75	15,0
M8	0,9	0,50	7,5

Tabla 5.5. Casos considerados de modelo mecánico de elementos finitos en situación ordinaria

Modelos mecánicos en situación de incendio (modelos termo-mecánicos)

Los casos discutidos de modelos mecánicos en situación de incendio combinan la variabilidad geométrica y de condiciones de contorno ya comentadas en apartados anteriores, con otra condición de contorno, que será la temperatura que tendrán los elementos en función del instante de incendio de que se trate: a los 600 segundos, a los 1200 segundos o a los 1800 segundos. Además, esto debe combinarse con la variabilidad de elementos finitos considerados según su temperatura. Así, a cada caso de modelo térmico, por ejemplo el T01, que tiene carga térmica tipo A (es decir, sin carga en las caras internas de la unión en cola de milano), una altura de la espiga de 0,5 veces la altura de la vigüeta, una anchura de espiga en su parte superior de 0,75 veces la de la vigüeta, y un ángulo entre flancos de 27,5°, le corresponden para cada instante temporal 4 casos de modelo mecánico en situación de incendio: uno con todos los elementos finitos, otro que solo considere los elementos finitos de temperatura inferior a 300 °C (madera aún no carbonizada), otro que sólo considere los elementos finitos de temperatura inferior a 100 °C (madera que mantiene ciertas propiedades estructurales) y otro que sólo tiene en cuenta los elementos que tienen una temperatura inferior a 41 °C (sólo han perdido un 20 % de su módulo de elasticidad).

Por tanto el número de casos evaluados sería teóricamente de 16 térmicos x 3 tiempos de incendio x 4 temperaturas frontera consideradas = 192 casos. En realidad fueron 160 casos los considerados, recogidos todos ellos en la Tabla 5.6, ya que para los casos de espiga con un ancho de 0,5 veces la vigüeta, se consideraron sólo tiempos de incendio de 1800 segundos. A estos casos lanzados empleando el modelo termo-mecánico, a la numeración correlativa de cada uno se le antepuso la letra I, indicando “incendio”.

Núm.	Carpeta	Modelo	Altura espiga (veces altura vigüeta)	Ancho espiga (veces ancho vigüeta)	Ángulo flancos espiga	Tiempo incendio	Temperatura límite elementos considerados (°C)
I1	C007	A	0,5	0,75	27,5	600	41
I2	C007	A	0,5	0,75	27,5	600	100

Resultados y discusión

Núm.	Carpeta	Modelo	Altura espiga (veces altura vigueta)	Ancho espiga (veces ancho vigueta)	Ángulo flancos espiga	Tiempo incendio	Temperatura límite elementos considerados (°C)
I3	C007	A	0,5	0,75	27,5	600	300
I4	C007	A	0,5	0,75	27,5	600	TOTAL
I5	C007	A	0,5	0,75	27,5	1200	41
I6	C007	A	0,5	0,75	27,5	1200	100
I7	C007	A	0,5	0,75	27,5	1200	300
I8	C007	A	0,5	0,75	27,5	1200	TOTAL
I9	C007	A	0,5	0,75	27,5	1800	41
I10	C007	A	0,5	0,75	27,5	1800	100
I11	C007	A	0,5	0,75	27,5	1800	300
I12	C007	A	0,5	0,75	27,5	1800	TOTAL
I13	C015	A	0,5	0,5	12,5	1800	41
I14	C015	A	0,5	0,5	12,5	1800	100
I15	C015	A	0,5	0,5	12,5	1800	300
I16	C015	A	0,5	0,5	12,5	1800	TOTAL
I17	C005	A	0,6	0,75	22,5	600	41
I18	C005	A	0,6	0,75	22,5	600	100
I19	C005	A	0,6	0,75	22,5	600	300
I20	C005	A	0,6	0,75	22,5	600	TOTAL
I21	C005	A	0,6	0,75	22,5	1200	41
I22	C005	A	0,6	0,75	22,5	1200	100
I23	C005	A	0,6	0,75	22,5	1200	300
I24	C005	A	0,6	0,75	22,5	1200	TOTAL
I25	C005	A	0,6	0,75	22,5	1800	41
I26	C005	A	0,6	0,75	22,5	1800	100
I27	C005	A	0,6	0,75	22,5	1800	300
I28	C005	A	0,6	0,75	22,5	1800	TOTAL
I29	C003	A	0,7	0,75	20	600	41
I30	C003	A	0,7	0,75	20	600	100
I31	C003	A	0,7	0,75	20	600	300
I32	C003	A	0,7	0,75	20	600	TOTAL
I33	C003	A	0,7	0,75	20	1200	41
I34	C003	A	0,7	0,75	20	1200	100
I35	C003	A	0,7	0,75	20	1200	300
I36	C003	A	0,7	0,75	20	1200	TOTAL
I37	C003	A	0,7	0,75	20	1800	41
I38	C003	A	0,7	0,75	20	1800	100
I39	C003	A	0,7	0,75	20	1800	300
I40	C003	A	0,7	0,75	20	1800	TOTAL
I41	C001	A	0,8	0,75	17,5	600	41
I42	C001	A	0,8	0,75	17,5	600	100

Resultados y discusión

Núm.	Carpeta	Modelo	Altura espiga (veces altura vigueta)	Ancho espiga (veces ancho vigueta)	Ángulo flancos espiga	Tiempo incendio	Temperatura límite elementos considerados (°C)
I43	C001	A	0,8	0,75	17,5	600	300
I44	C001	A	0,8	0,75	17,5	600	TOTAL
I45	C001	A	0,8	0,75	17,5	1200	41
I46	C001	A	0,8	0,75	17,5	1200	100
I47	C001	A	0,8	0,75	17,5	1200	300
I48	C001	A	0,8	0,75	17,5	1200	TOTAL
I49	C001	A	0,8	0,75	17,5	1800	41
I50	C001	A	0,8	0,75	17,5	1800	100
I51	C001	A	0,8	0,75	17,5	1800	300
I52	C001	A	0,8	0,75	17,5	1800	TOTAL
I53	C009	A	0,9	0,75	9,5	600	41
I54	C009	A	0,9	0,75	9,5	600	100
I55	C009	A	0,9	0,75	9,5	600	300
I56	C009	A	0,9	0,75	9,5	600	TOTAL
I57	C009	A	0,9	0,75	9,5	1200	41
I58	C009	A	0,9	0,75	9,5	1200	100
I59	C009	A	0,9	0,75	9,5	1200	300
I60	C009	A	0,9	0,75	9,5	1200	TOTAL
I61	C009	A	0,9	0,75	9,5	1800	41
I62	C009	A	0,9	0,75	9,5	1800	100
I63	C009	A	0,9	0,75	9,5	1800	300
I64	C009	A	0,9	0,75	9,5	1800	TOTAL
I65	C011	A	0,9	0,75	15	600	41
I66	C011	A	0,9	0,75	15	600	100
I67	C011	A	0,9	0,75	15	600	300
I68	C011	A	0,9	0,75	15	600	TOTAL
I69	C011	A	0,9	0,75	15	1200	41
I70	C011	A	0,9	0,75	15	1200	100
I71	C011	A	0,9	0,75	15	1200	300
I72	C011	A	0,9	0,75	15	1200	TOTAL
I73	C011	A	0,9	0,75	15	1800	41
I74	C011	A	0,9	0,75	15	1800	100
I75	C011	A	0,9	0,75	15	1800	300
I76	C011	A	0,9	0,75	15	1800	TOTAL
I77	C013	A	0,9	0,5	7,5	1800	41
I78	C013	A	0,9	0,5	7,5	1800	100
I79	C013	A	0,9	0,5	7,5	1800	300
I80	C013	A	0,9	0,5	7,5	1800	TOTAL
I81	C008	B	0,5	0,75	27,5	600	41
I82	C008	B	0,5	0,75	27,5	600	100

Resultados y discusión

Núm.	Carpeta	Modelo	Altura espiga (veces altura vigueta)	Ancho espiga (veces ancho vigueta)	Ángulo flancos espiga	Tiempo incendio	Temperatura límite elementos considerados (°C)
I83	C008	B	0,5	0,75	27,5	600	300
I84	C008	B	0,5	0,75	27,5	600	TOTAL
I85	C008	B	0,5	0,75	27,5	1200	41
I86	C008	B	0,5	0,75	27,5	1200	100
I87	C008	B	0,5	0,75	27,5	1200	300
I88	C008	B	0,5	0,75	27,5	1200	TOTAL
I89	C008	B	0,5	0,75	27,5	1800	41
I90	C008	B	0,5	0,75	27,5	1800	100
I91	C008	B	0,5	0,75	27,5	1800	300
I92	C008	B	0,5	0,75	27,5	1800	TOTAL
I93	C016	B	0,5	0,5	12,5	1800	41
I94	C016	B	0,5	0,5	12,5	1800	100
I95	C016	B	0,5	0,5	12,5	1800	300
I96	C016	B	0,5	0,5	12,5	1800	TOTAL
I97	C006	B	0,6	0,75	22,5	600	41
I98	C006	B	0,6	0,75	22,5	600	100
I99	C006	B	0,6	0,75	22,5	600	300
I100	C006	B	0,6	0,75	22,5	600	TOTAL
I101	C006	B	0,6	0,75	22,5	1200	41
I102	C006	B	0,6	0,75	22,5	1200	100
I103	C006	B	0,6	0,75	22,5	1200	300
I104	C006	B	0,6	0,75	22,5	1200	TOTAL
I105	C006	B	0,6	0,75	22,5	1800	41
I106	C006	B	0,6	0,75	22,5	1800	100
I107	C006	B	0,6	0,75	22,5	1800	300
I108	C006	B	0,6	0,75	22,5	1800	TOTAL
I109	C004	B	0,7	0,75	20	600	41
I110	C004	B	0,7	0,75	20	600	100
I111	C004	B	0,7	0,75	20	600	300
I112	C004	B	0,7	0,75	20	600	TOTAL
I113	C004	B	0,7	0,75	20	1200	41
I114	C004	B	0,7	0,75	20	1200	100
I115	C004	B	0,7	0,75	20	1200	300
I116	C004	B	0,7	0,75	20	1200	TOTAL
I117	C004	B	0,7	0,75	20	1800	41
I118	C004	B	0,7	0,75	20	1800	100
I119	C004	B	0,7	0,75	20	1800	300
I120	C004	B	0,7	0,75	20	1800	TOTAL
I121	C002	B	0,8	0,75	17,5	600	41
I122	C002	B	0,8	0,75	17,5	600	100

Resultados y discusión

Núm.	Carpeta	Modelo	Altura espiga (veces altura vigueta)	Ancho espiga (veces ancho vigueta)	Ángulo flancos espiga	Tiempo incendio	Temperatura límite elementos considerados (°C)
I123	C002	B	0,8	0,75	17,5	600	300
I124	C002	B	0,8	0,75	17,5	600	TOTAL
I125	C002	B	0,8	0,75	17,5	1200	41
I126	C002	B	0,8	0,75	17,5	1200	100
I127	C002	B	0,8	0,75	17,5	1200	300
I128	C002	B	0,8	0,75	17,5	1200	TOTAL
I129	C002	B	0,8	0,75	17,5	1800	41
I130	C002	B	0,8	0,75	17,5	1800	100
I131	C002	B	0,8	0,75	17,5	1800	300
I132	C002	B	0,8	0,75	17,5	1800	TOTAL
I133	C010	B	0,9	0,75	9,5	600	41
I134	C010	B	0,9	0,75	9,5	600	100
I135	C010	B	0,9	0,75	9,5	600	300
I136	C010	B	0,9	0,75	9,5	600	TOTAL
I137	C010	B	0,9	0,75	9,5	1200	41
I138	C010	B	0,9	0,75	9,5	1200	100
I139	C010	B	0,9	0,75	9,5	1200	300
I140	C010	B	0,9	0,75	9,5	1200	TOTAL
I141	C010	B	0,9	0,75	9,5	1800	41
I142	C010	B	0,9	0,75	9,5	1800	100
I143	C010	B	0,9	0,75	9,5	1800	300
I144	C010	B	0,9	0,75	9,5	1800	TOTAL
I145	C012	B	0,9	0,75	15	600	41
I146	C012	B	0,9	0,75	15	600	100
I147	C012	B	0,9	0,75	15	600	300
I148	C012	B	0,9	0,75	15	600	TOTAL
I149	C012	B	0,9	0,75	15	1200	41
I150	C012	B	0,9	0,75	15	1200	100
I151	C012	B	0,9	0,75	15	1200	300
I152	C012	B	0,9	0,75	15	1200	TOTAL
I153	C012	B	0,9	0,75	15	1800	41
I154	C012	B	0,9	0,75	15	1800	100
I155	C012	B	0,9	0,75	15	1800	300
I156	C012	B	0,9	0,75	15	1800	TOTAL
I157	C014	B	0,9	0,5	7,5	1800	41
I158	C014	B	0,9	0,5	7,5	1800	100
I159	C014	B	0,9	0,5	7,5	1800	300
I160	C014	B	0,9	0,5	7,5	1800	TOTAL

Tabla 5.6. Casos de modelo mecánico en situación de incendio

Resultados y discusión

Resultados obtenidos

Ensayos experimentales

Velocidades de carbonización

En la Tabla 5.7 se recogen las mediciones de sección residual realizadas sobre la probeta prismática, así como las profundidades carbonizadas y las velocidades de carbonización obtenidas a partir de aquella.

PB01	Medición 1	Medición 2	Medición 3	Medición 4	Medición 5	Media aritmética
Ancho residual (mm)	57	58	62	62	61	59,8
Profundidad carbonizada (mm)	21,5	21,0	19	19	19,5	20,1
Velocidad carbonización (mm/min)	0,72	0,70	0,67	0,63	0,63	0,67

Tabla 5.7. Ancho residual, profundidad carbonizada y velocidad de carbonización en la probeta prismática

Las velocidades de carbonización obtenidas en cada uno de los ensayos experimentales son las recogidas en la Tabla 5.8

Identificador	Velocidad de carbonización (mm/min)			
	Vigueta izda.	Vigueta drcha.	Viga	Media
C01	0,54	0,53	0,56	0,54
P02	0,70	0,71	0,68	0,70
P04	0,67	0,70	0,72	0,69

Tabla 5.8. Velocidades de carbonización de las probetas ensambladas en unión de cola de milano ensayadas experimentalmente

Las velocidades de carbonización obtenidas concuerdan con los resultados de investigaciones de varios autores referenciados en la bibliografía (véase Tabla 2.27 en la página 92).

Evolución de la temperatura en puntos geométricos del entorno de la unión a lo largo del incendio

En cuanto a los valores de temperatura registrados por los termopares en cada uno de los ensayos, en las figuras indicadas en la Tabla 5.9 se muestran dichos resultados para cada unión en cola de milano (en cada ensayo se introdujeron en el horno tres probetas ensambladas en dos uniones en cola de milano), así como los resultados de los termopares del ensayo de la pieza prismática, sin unión.

Resultados y discusión

Figura	Datos que refleja
Figura 5.4	Temperaturas registradas por los termopares del ensayo PB01, realizado sobre una probeta de píceá laminada de geometría prismática
Figura 5.5	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la izquierda en el ensayo C01, realizado sobre probetas de castaño laminado ensambladas, de 30 minutos de duración
Figura 5.6	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la derecha en el ensayo C01, realizado sobre probetas de castaño laminado ensambladas, de 30 minutos de duración
Figura 5.7	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la izquierda en el ensayo P02, realizado sobre probetas de píceá laminada ensambladas, de 30 minutos de duración
Figura 5.8	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la derecha en el ensayo P02, realizado sobre probetas de píceá laminada ensambladas, de 30 minutos de duración
Figura 5.9	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la izquierda en el ensayo P03, realizado sobre probetas de píceá laminada ensambladas, de 10 minutos de duración
Figura 5.10	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la derecha en el ensayo P03, realizado sobre probetas de píceá laminada ensambladas, de 10 minutos de duración
Figura 5.11	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la izquierda en el ensayo P04, realizado sobre probetas de píceá laminada ensambladas, de 30 minutos de duración
Figura 5.12	Temperaturas registradas por los termopares ubicados en la cola de milano de la derecha en el ensayo P04, realizado sobre probetas de píceá laminada ensambladas, de 30 minutos de duración

Tabla 5.9. Índice de figuras de resultados de temperaturas registradas por los termopares en los ensayos experimentales

Resultados y discusión

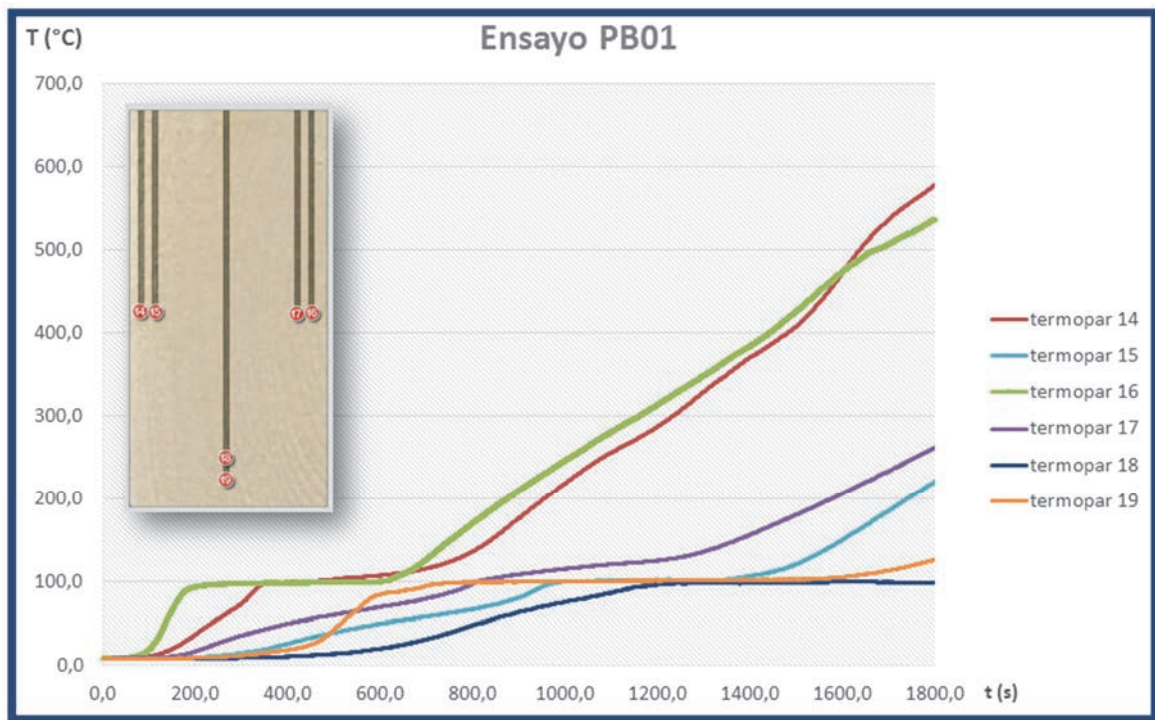


Figura 5.4. Resultados de los termopares del ensayo PB01

En la Figura 5.4 se observan los resultados de temperaturas que registran los termopares ubicados en el ensayo experimental de la probeta prismática. Los termopares 14 y 16 son los situados más próximos al ataque térmico, ambas a 7 mm , y son los que alcanzan mayores temperaturas, alcanzando $577,8\text{ }^{\circ}\text{C}$ el primero y $537,3\text{ }^{\circ}\text{C}$ el segundo tras media hora de incendio. Su evolución a lo largo del tiempo es muy pareja. Los termopares 15, 17 y 19 se encuentran a 14 mm de profundidad, alcanzando temperaturas de $220,6\text{ }^{\circ}\text{C}$, $261,8\text{ }^{\circ}\text{C}$ y $126,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ respectivamente tras el ensayo. Finalmente, el termopar ubicado más internamente, a 28 mm de la cara exterior, que es el número 18, alcanza una temperatura de $99,3\text{ }^{\circ}\text{C}$.

En todas las curvas se observa que al alcanzar los $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ la temperatura deja de incrementarse durante unos 300 segundos antes de continuar haciéndolo, debido a que la energía se consume en evaporar el contenido en humedad de la madera, tal y como refieren algunos autores [173].

Resultados y discusión

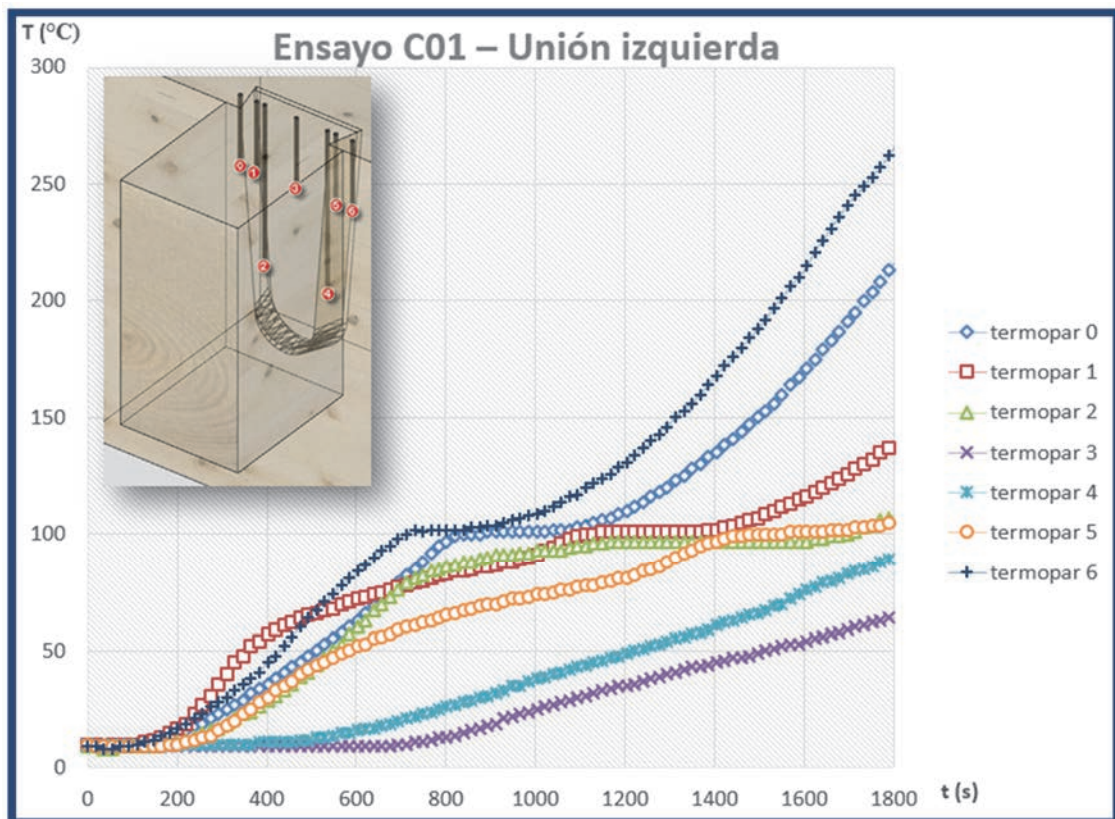


Figura 5.5. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo C01

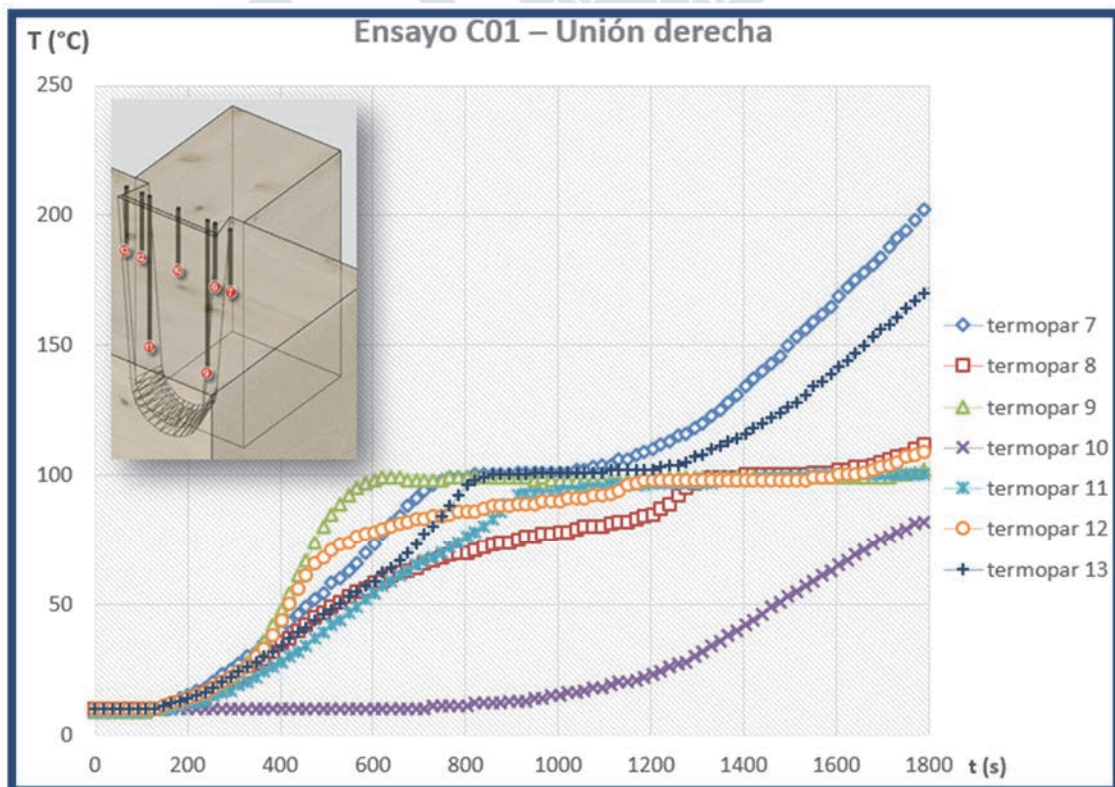


Figura 5.6. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo C01

Resultados y discusión

La Figura 5.5 y la Figura 5.6 muestran los resultados de temperaturas en las dos uniones ensayadas experimentalmente de castaño laminado (ensayo C01).

Los termopares ubicados en la viga (números 0, 6, 7 y 13) son los que alcanzan mayores temperaturas: 217, 267, 205 y 173 °C respectivamente.

Los termopares que menores temperaturas alcanzan son los situados más alejados de la unión, en el interior de la espiga: los termopares 3 y 10, con unas temperaturas de 64 y 83 °C respectivamente.

Se puede comprobar que, si bien las temperaturas alcanzadas en los termopares más expuestos son más elevadas en la unión situada a la izquierda de la viga, las temperaturas de los termopares protegidos son en cambio más elevadas en la unión de la derecha.

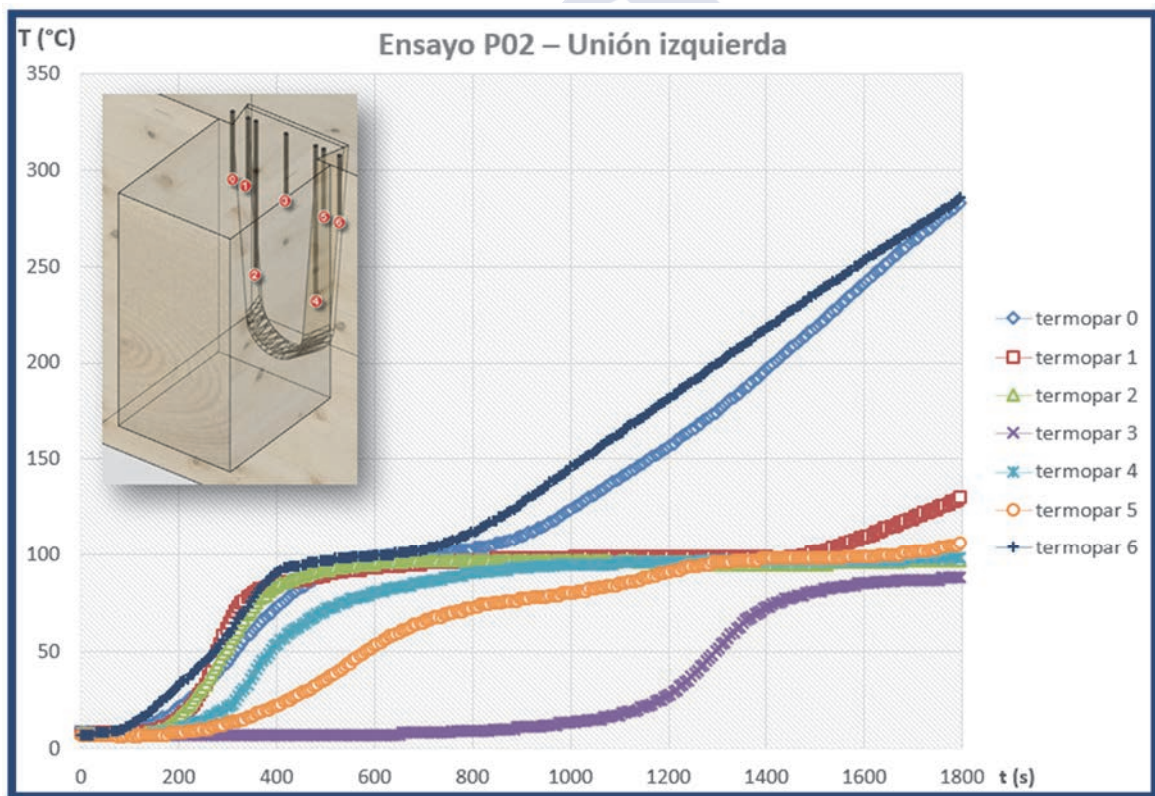


Figura 5.7. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo P02

Resultados y discusión

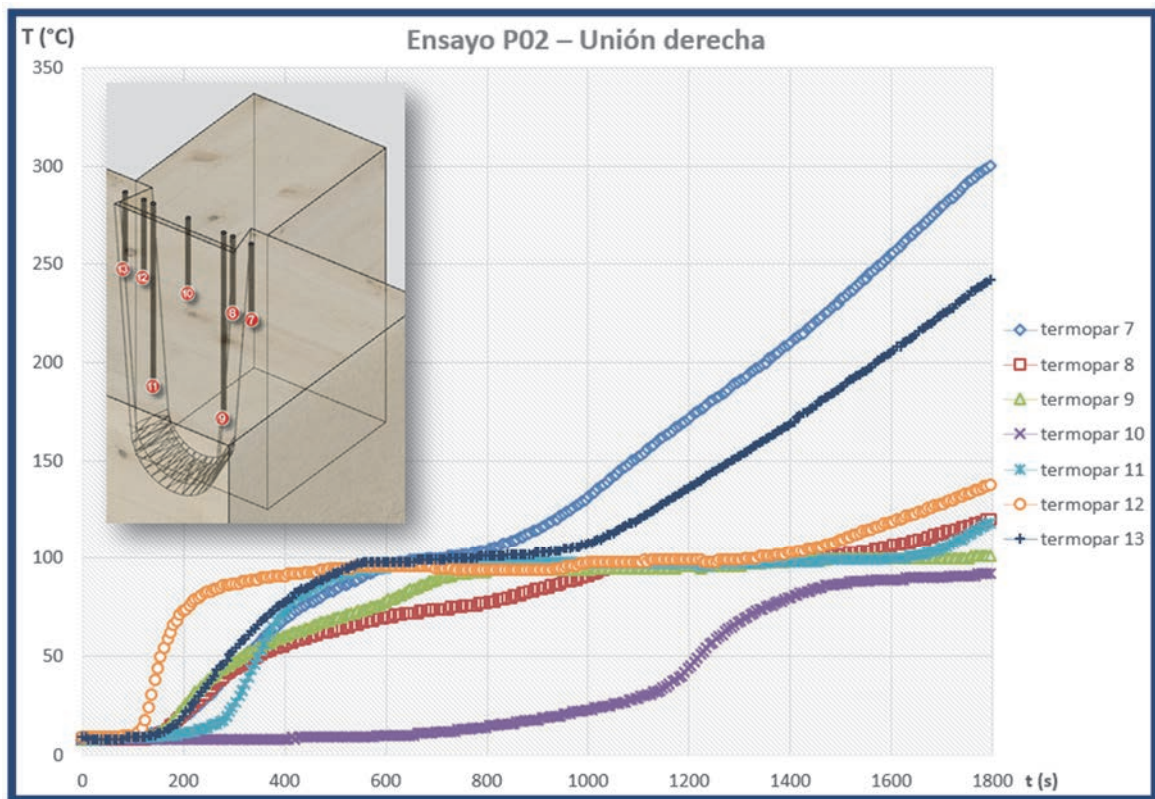


Figura 5.8. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo P02

La Figura 5.7 y la Figura 5.8 muestran las curvas tiempo / temperatura de los termopares del ensayo P02 en la unión ubicada a la izquierda y a la derecha de la viga respectivamente. Las máximas temperaturas alcanzadas son de 284, 287, 301 y 243 $^{\circ}\text{C}$ en los termopares números 0, 6, 7 y 13 respectivamente; y las menores las registradas en los termopares 3 y 10, con 88 y 92 $^{\circ}\text{C}$ respectivamente.

Resultados y discusión

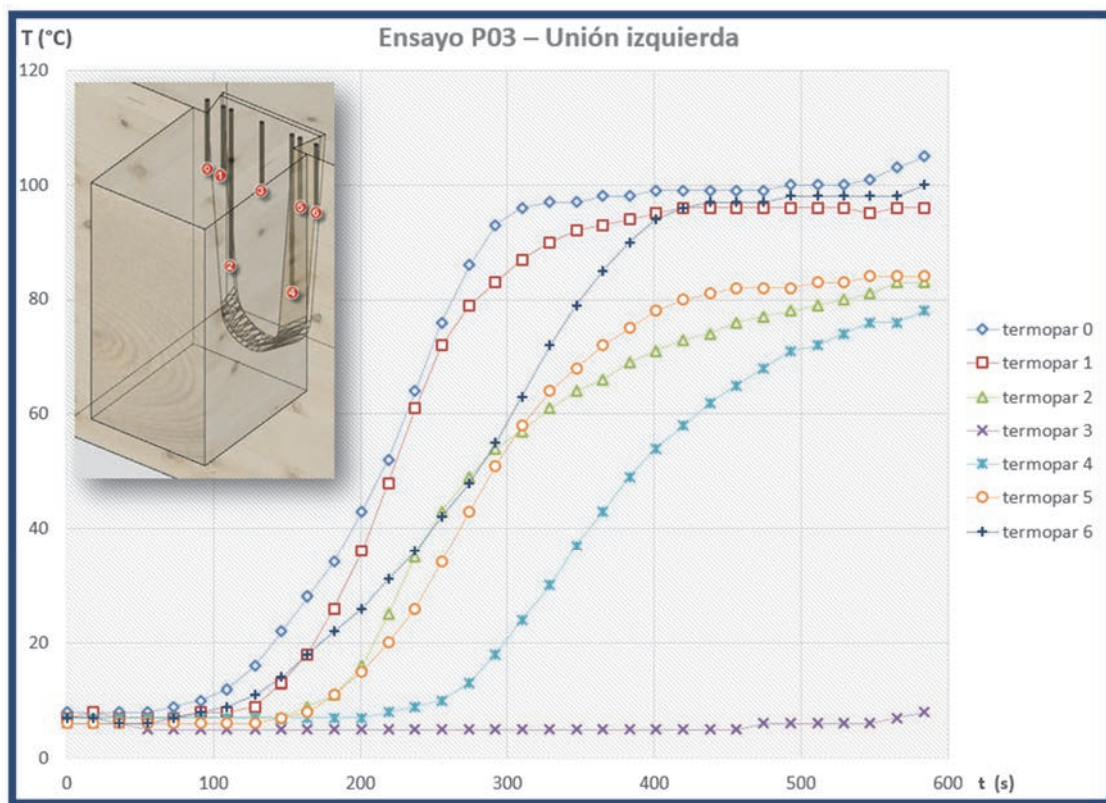


Figura 5.9. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo P03

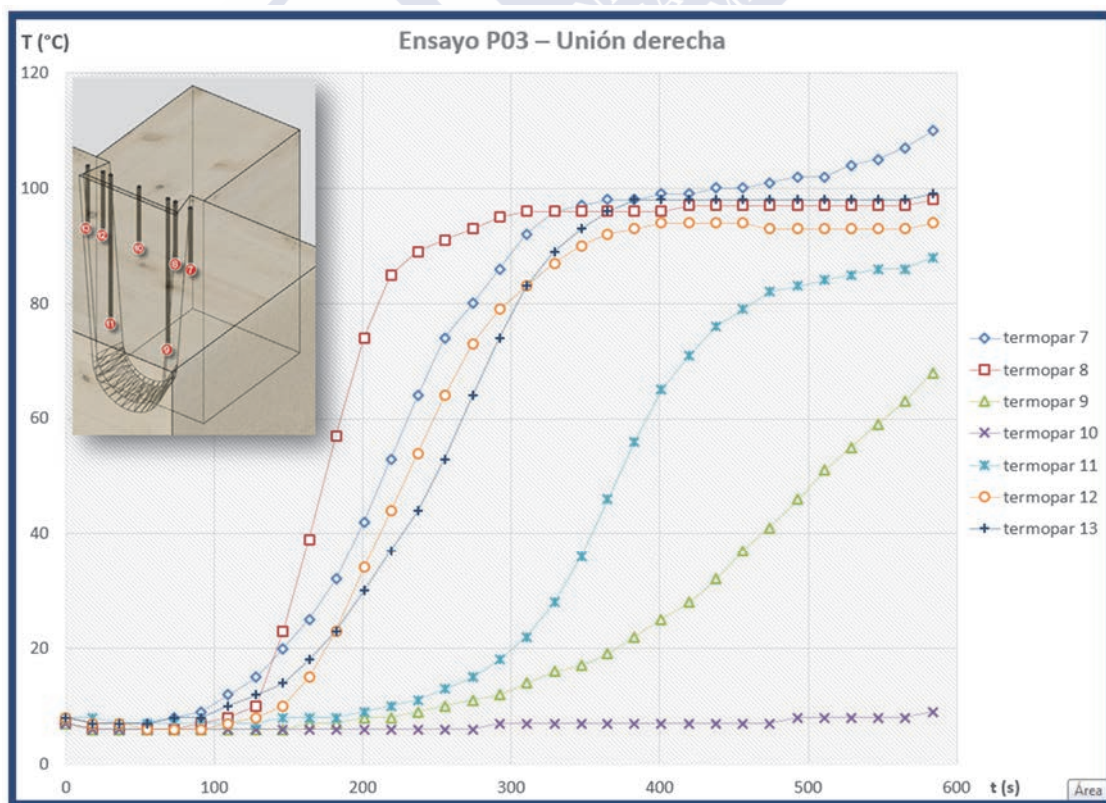


Figura 5.10. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo P03

Resultados y discusión

En la Figura 5.9 y la Figura 5.10 se reflejan las temperaturas registradas por los termopares en el ensayo P03. Este ensayo tuvo una duración de unos 15 minutos, ya que el conjunto de probetas se desprendió de la barra en la que estaban suspendidas, debido a que los tirafondos empleados no eran adecuados. Por esta causa se consideraron válidos solo los datos de los primeros 10 minutos de ensayo. En este tiempo, apenas se sobrepasaron los 100 °C en los termopares más expuestos, que son los de la viga.

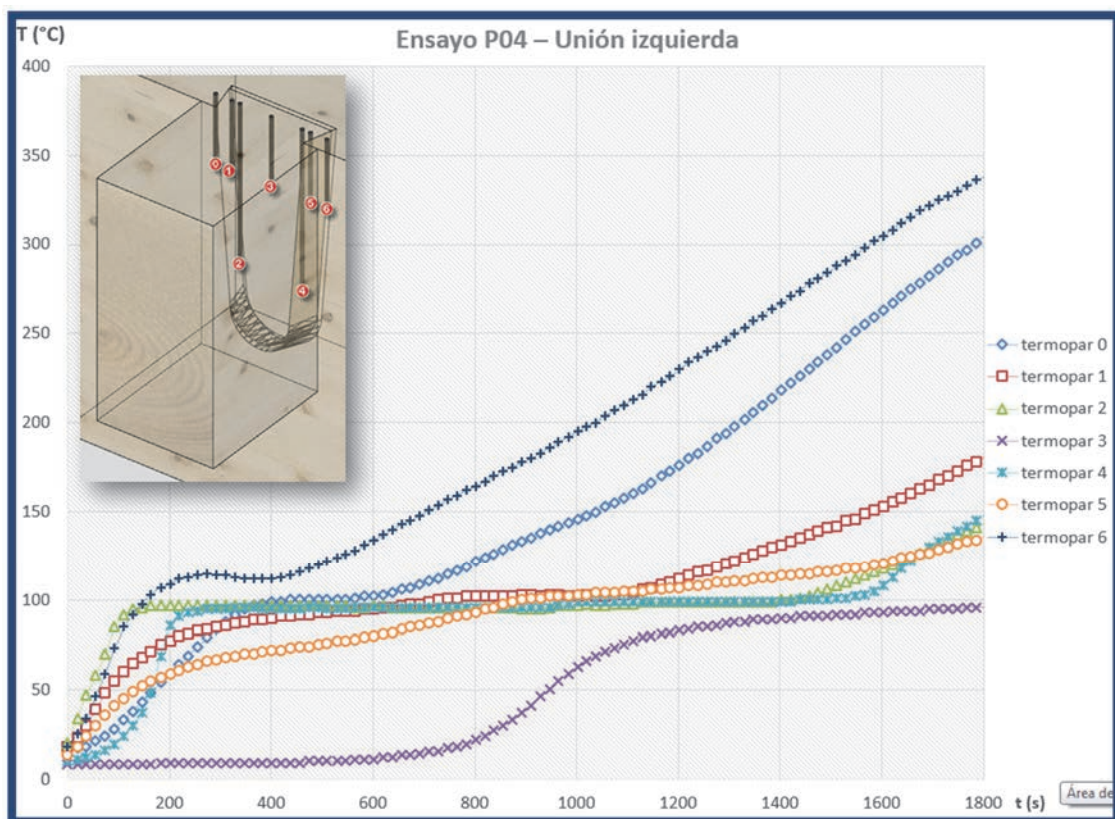


Figura 5.11. Resultados de los termopares ubicados en la unión izquierda del ensayo P04

Resultados y discusión

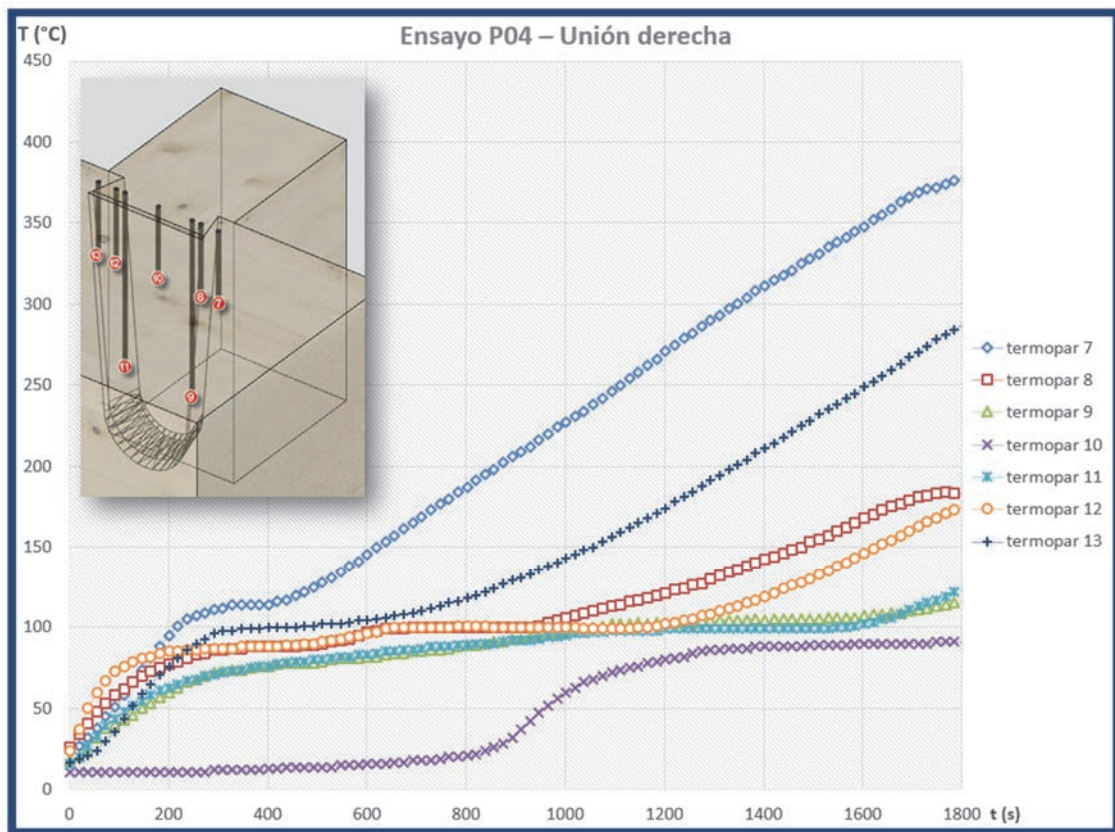


Figura 5.12. Resultados de los termopares ubicados en la unión derecha del ensayo P04

En la Figura 5.11 y en la Figura 5.12 se representan las temperaturas que registraron los termopares en el ensayo P04. Son las temperaturas más elevadas registradas en los ensayos: entre 288 y 379 $^{\circ}\text{C}$ en los termopares más expuestos, los de la viga. A grandes rasgos, la evolución de las curvas es semejante a la de los demás ensayos.

En los ensayos de probetas de geometría compleja ensambladas en unión en cola de milano, es de interés agrupar los resultados por grupos de termopares análogos, que son los termopares que se ubican en las mismas posiciones tal y como se puede ver en la Tabla 5.10.

Resultados y discusión

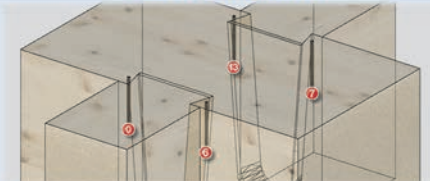

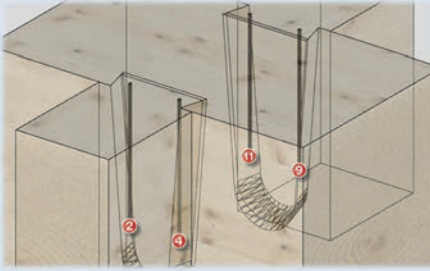
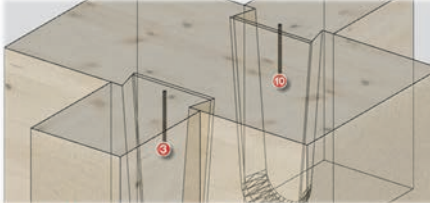
Termopares	Ubicación gráfica	Descripción
0-6-7-13		Termopares ubicados en la viga, a 7 mm en planta del flanco de la espiga, y a 55 mm de profundidad
1-5-8-12		Termopares ubicados en la viga, a 7 mm en planta del flanco de la espiga, y a 55 mm de profundidad
2-4-9-11		Termopares ubicados en la viga, a 14 mm en planta del flanco de la espiga, y a 133 mm de profundidad
3-10		Termopares ubicados en el centro de la viga, y a 55 mm de profundidad

Tabla 5.10. Listado de termopares situados en ubicaciones análogas

En la Figura 5.13, la Figura 5.14, la Figura 5.15 y la Figura 5.16 se representan las curvas de evolución de la temperatura a lo largo del tiempo en los termopares, agrupados en posiciones análogas según la tabla XX.

La notación seguida es “PXX.YY” siendo “PXX” el número de ensayo (C01, P02, P03 o P04) y “YY” el número de termopar (de 00 a 13).

Además, para facilitar la visualización, se agruparon por colores:

- Los termopares del ensayo P02 se representan en tonos verdes
- Los termopares del ensayo P03 se representan en tonos naranjas
- Los termopares del ensayo P04 se representan en tonos azules
- Los termopares del ensayo C01 se representan en tonos rojos

Resultados y discusión

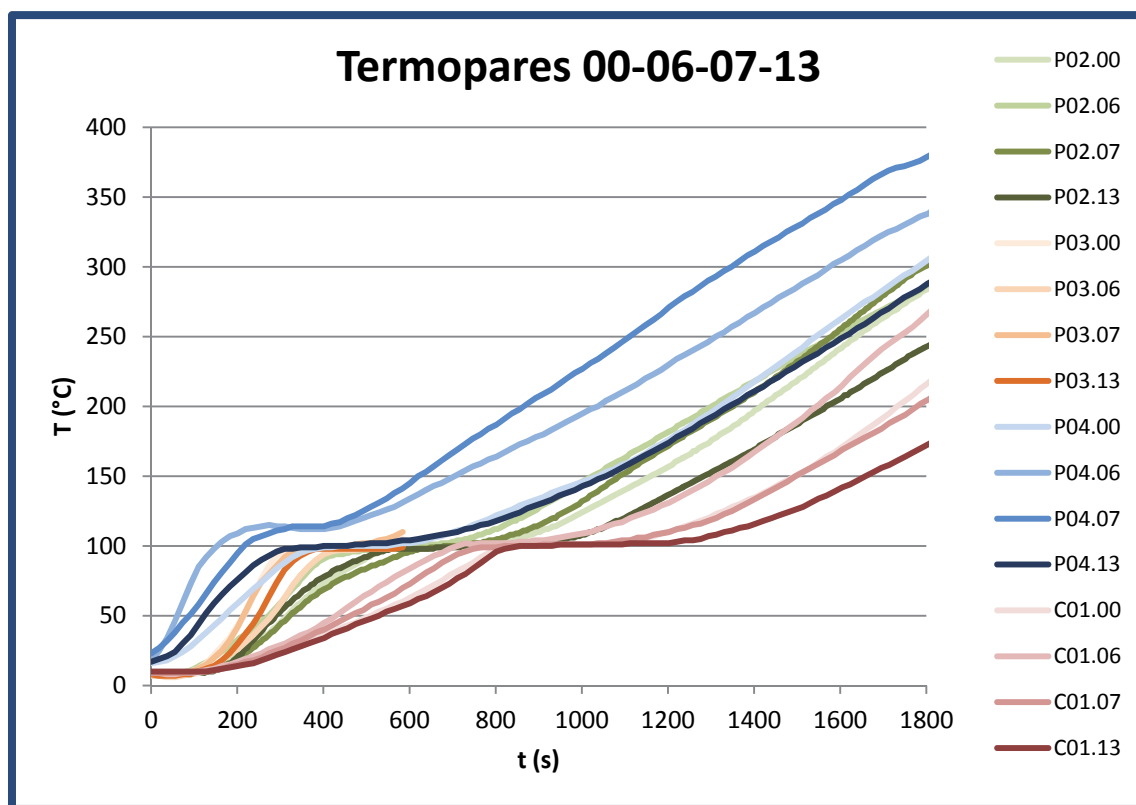


Figura 5.13. Resultados de los termopares en las posiciones 00, 06, 07 y 13

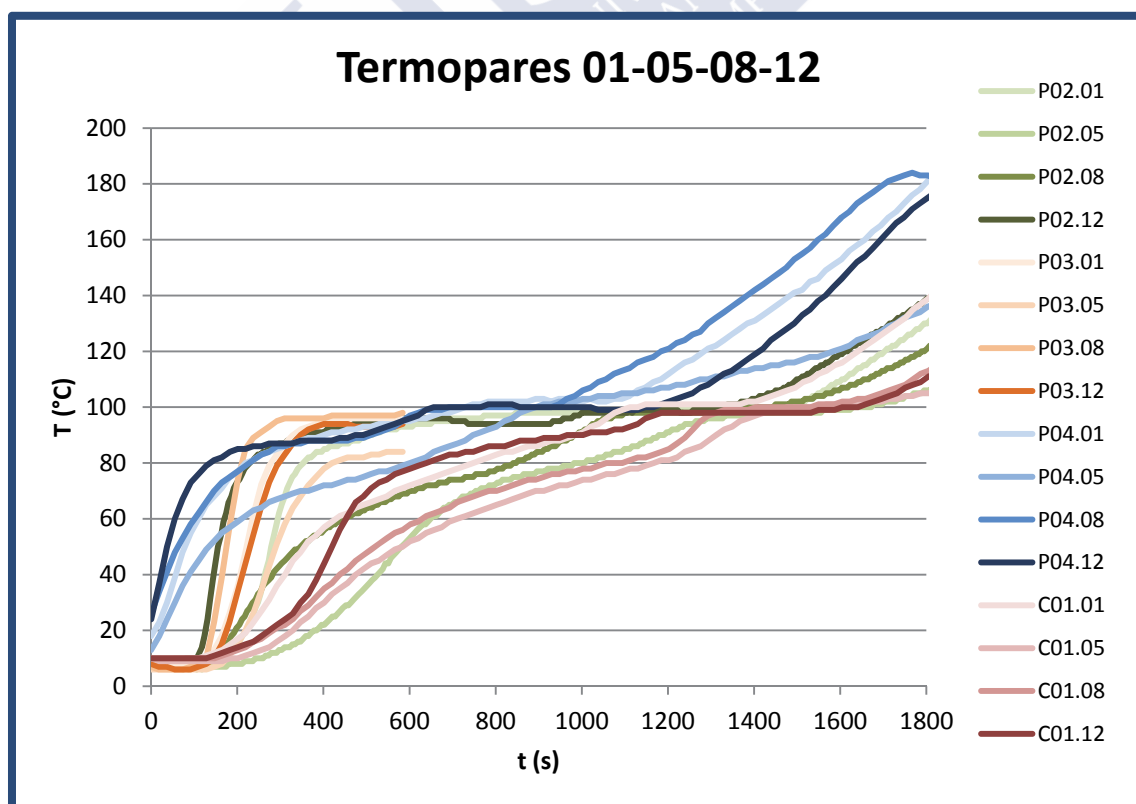


Figura 5.14. Resultados de los termopares en las posiciones 01, 05, 08 y 12

Resultados y discusión

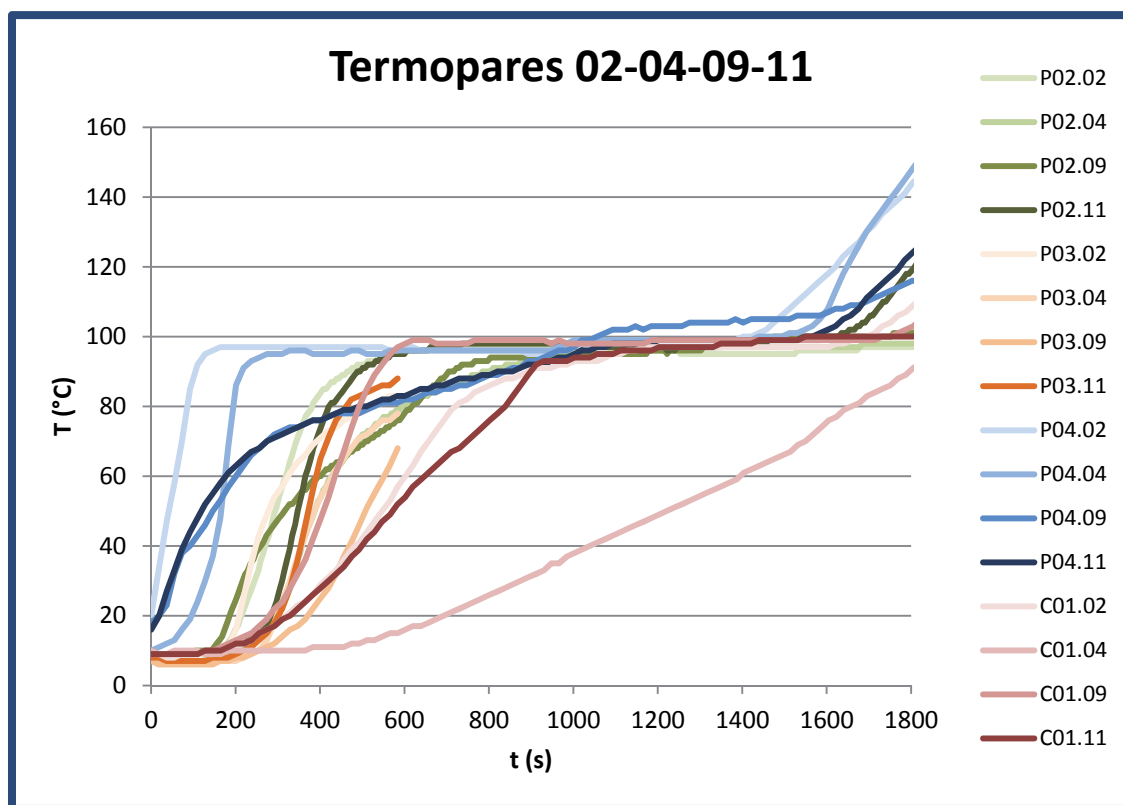


Figura 5.15. Resultados de los termopares en las posiciones 02, 04, 09, 11

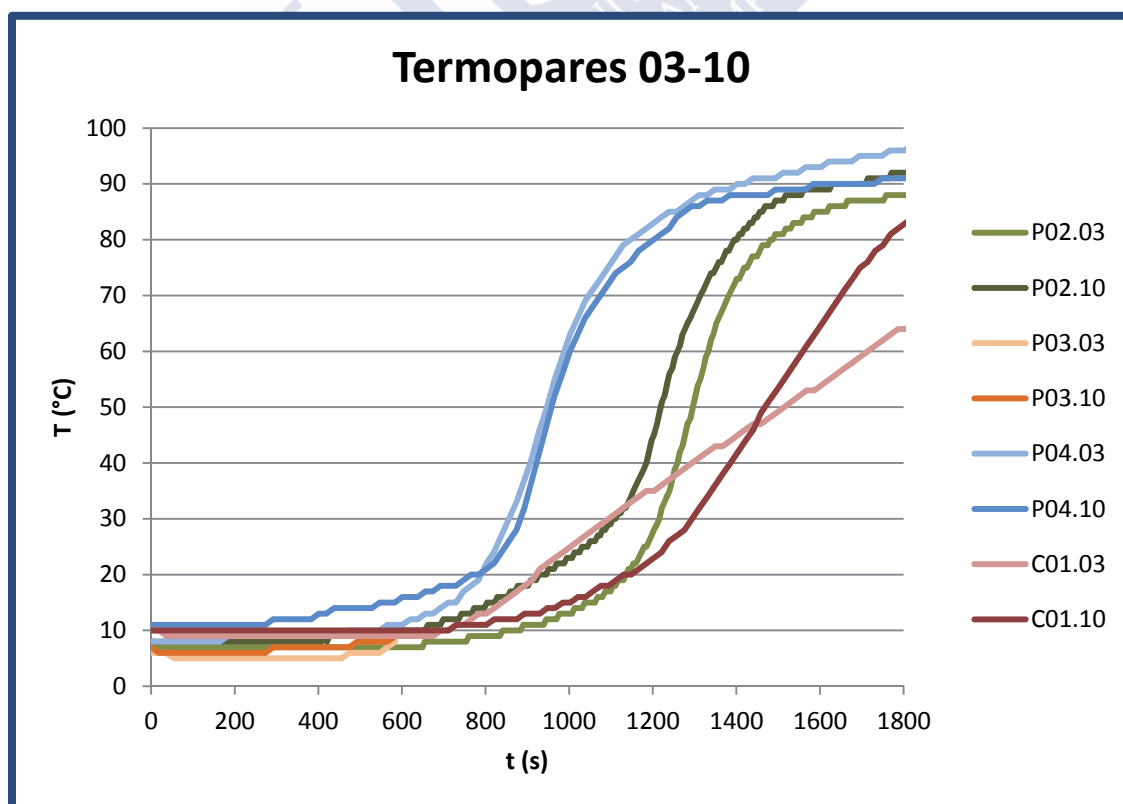


Figura 5.16. Resultados de los termopares en las posiciones 03 y 10

Resultados y discusión

A la vista de la Figura 5.13, la Figura 5.14, la Figura 5.15 y la Figura 5.16, se observan un par de resultados un tanto anómalos (C01.09 y C01.03), que probablemente se deban simplemente a que los termopares eran defectuosos, o estaban mal conectados al hardware de captación de datos. También se observa que las temperaturas del ensayo P04 son las más elevadas, y las del ensayo del ensayo C01, en castaño laminado, son las más bajas, situándose las de los ensayos P02 y P03 en valores intermedios. Es razonable que sea así, ya que las maderas de frondosas, como es el castaño, tiene menor velocidad de carbonización que las de conífera.

Se observa también una gran variabilidad en los resultados. En los termopares ubicados en la viga, por ejemplo, tras los 30 minutos de ensayo, se observan diferencias de más de 100 °C en los termopares ubicados en las probetas de píce, y de unos 50 °C entre sí para los insertados en las probetas de castaño.

Para poder comparar la evolución de las temperaturas en las probetas de píce con las de castaño, se calculó la curva media de las de píce en cada posición de termopares. Los resultados se muestran en la Figura 5.17, la Figura 5.18, la Figura 5.19 y la Figura 5.20.

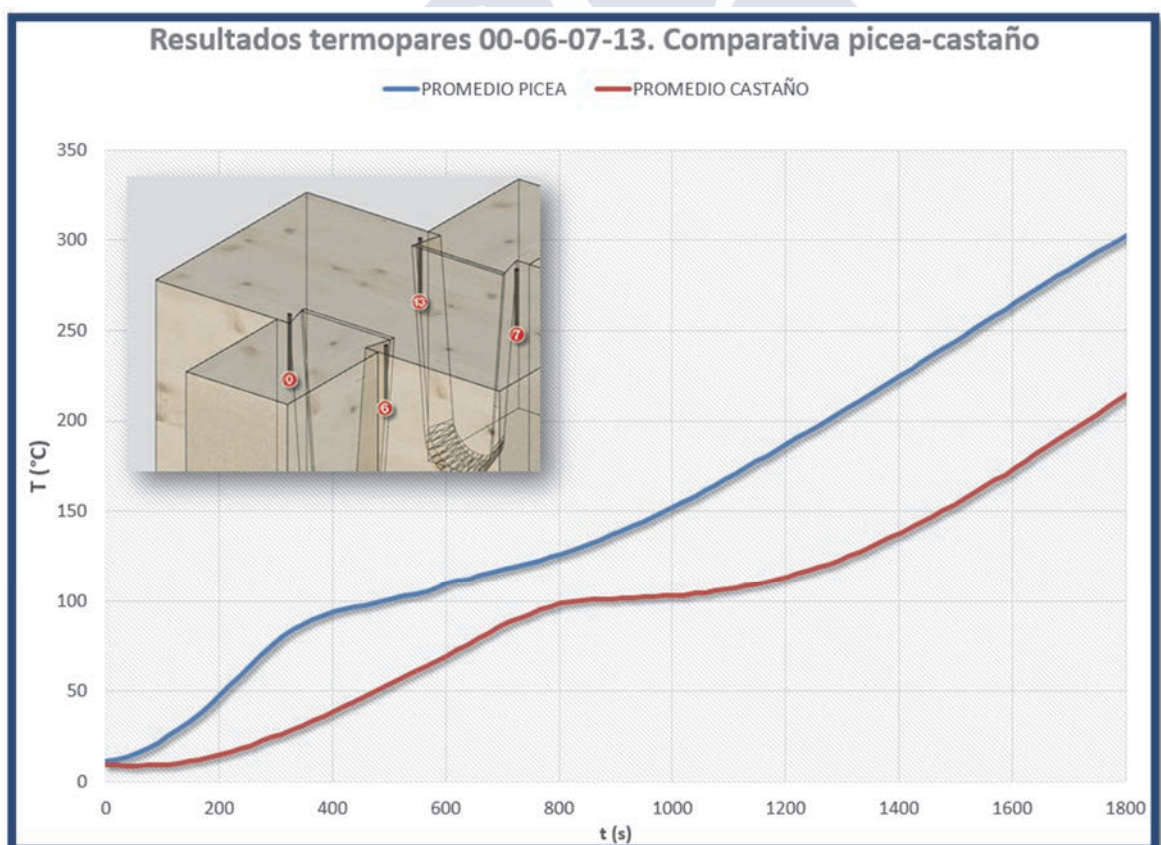


Figura 5.17. Resultados termopares 00-06-07-13. Comparativa píce-castaño

Resultados y discusión

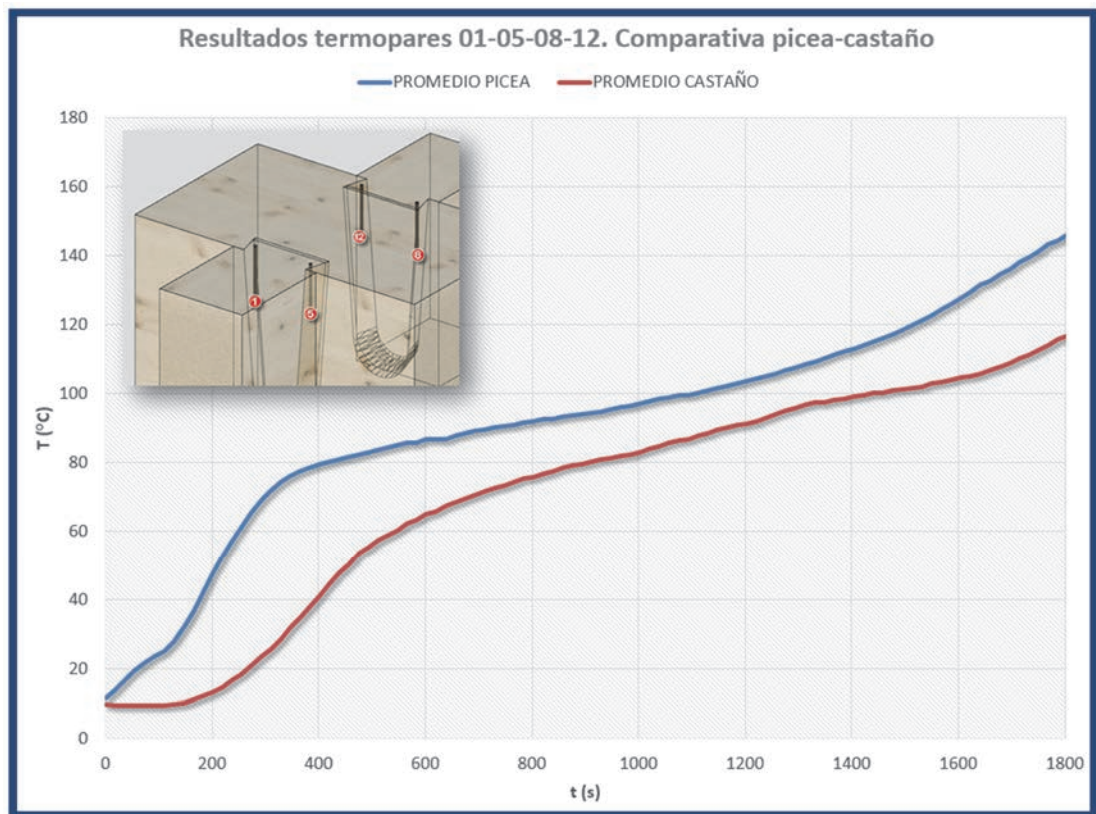


Figura 5.18. Resultados termopares 01-05-08-12. Comparativa picea-castaño

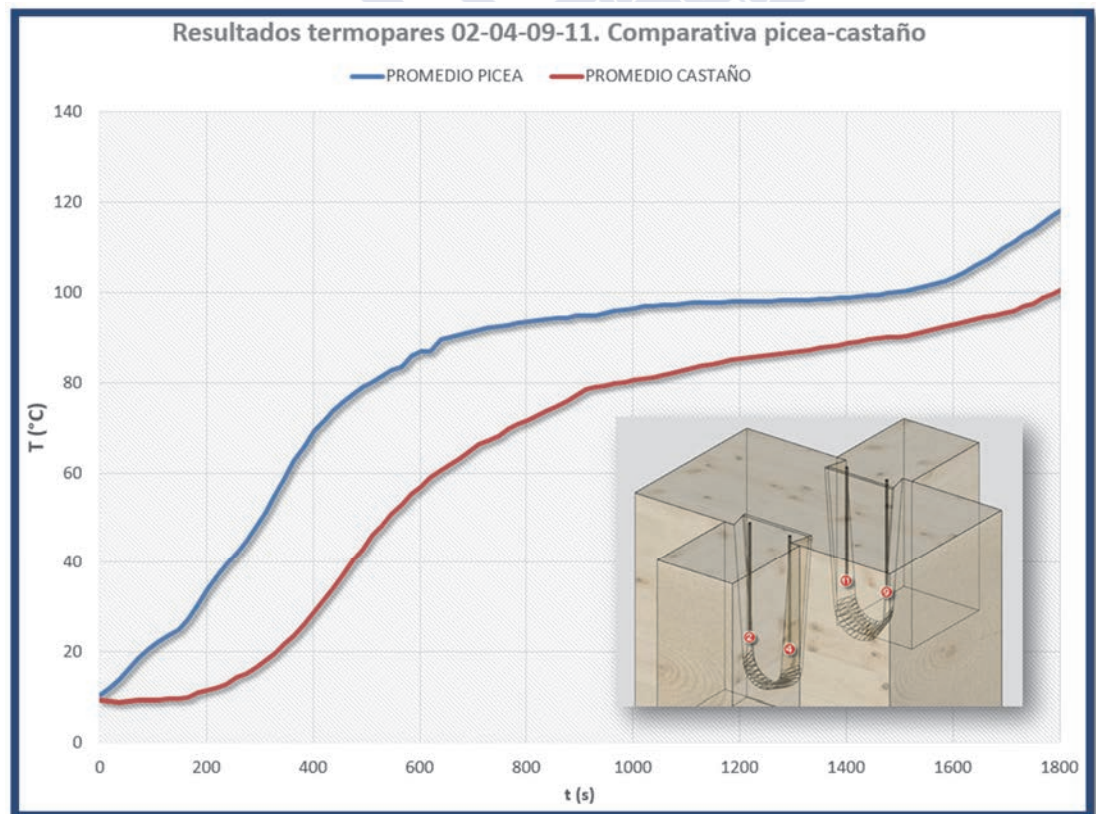


Figura 5.19. Resultados termopares 02-04-09-11. Comparativa picea-castaño

Resultados y discusión

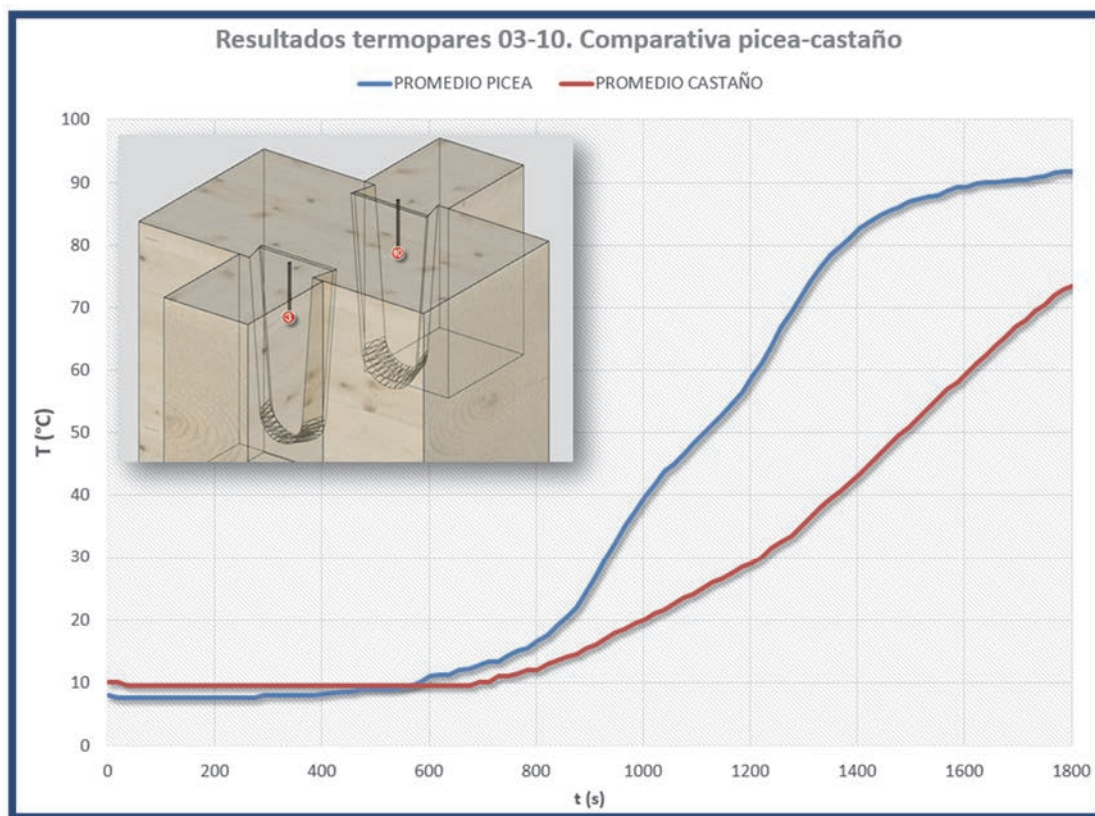


Figura 5.20. Resultados termopares 03-10. Comparativa picea-castaño

Diferencia de temperatura tras 1800 segundos de incendio (Tabla 5.11)

Termopares	Temperatura picea tras 1800 segundos (°C)	Temperatura castaño tras 1800 segundos (°C)	Diferencia picea – castaño tras 1800 segundos (°C)	Diferencia (%)
00-06-07-13	303	216	87	28,7
01-05-08-12	146	117	29	19,9
02-04-09-11	118	101	17	14,4
03-10	92	74	18	19,5
			PROMEDIO	20,7

Tabla 5.11. Diferencia temperatura alcanzada en los termopares de picea y castaño

Se observa que en los termopares introducidos en las uniones de probetas de picea se alcanza, de promedio, una temperatura un 20,7 % superior a la que se alcanza en los termopares introducidos en probetas de castaño. Este resultado está en un orden de magnitud similar a la diferencia que existe entre la velocidad de carbonización que el Eurocódigo 5 indica para castaño (0,5 mm/min) y picea (0,65 mm/min), que es una diferencia del 23,1 %

Modelos térmicos de elementos finitos

Distribución de temperaturas a lo largo del tiempo de incendio

El resultado más inmediato que se obtiene de la elaboración de los modelos térmicos de elementos finitos es la propia distribución de temperaturas. Al tratarse de modelos transitorios, los resultados son función del tiempo. De la Figura 5.21 a la Figura 5.36 se recogen gráficamente las distribuciones de temperatura en tres instantes temporales en concreto: a los 600 segundos, a los 1200 segundos y a los 1800 segundos, si bien los modelos ofrecen resultados continuos en el tiempo, y puede solicitarse a ANSYS Workbench que liste o muestre gráficamente los resultados en un instante temporal cualquiera del intervalo 0 – 1800 segundos o incluso que ofrezca una animación con la distribución gráfica de resultados a lo largo del tiempo.

Los 16 casos estudiados son los reflejados en la Tabla 5.4, en la página 219. Debe tenerse en cuenta que se estudiaron 8 geometrías distintas, y para cada geometría se establecieron las cargas térmicas tipo A (caras internas de la unión totalmente protegidas) y tipo B (caras internas de la unión parcialmente expuestas o parcialmente protegidas). Debido a esto, los casos T01 y T09 tendrán la misma geometría, al igual que los T02 y T10, T03 y T11 y así sucesivamente.

De las representaciones visuales de temperaturas se han eliminado los elementos de temperatura superior a 300 °C, dejando solo visibles los elementos que aún son madera. No obstante, se muestran en color negro las aristas que tenía el modelo original en el instante 0 segundos, de modo que puede verse por comparación como la profundidad de carbonización ha ido aumentando a medida que el tiempo avanzaba en los instantes $t = 600$ segundos, $t = 1200$ segundos y $t = 1800$ segundos.

Resultados y discusión

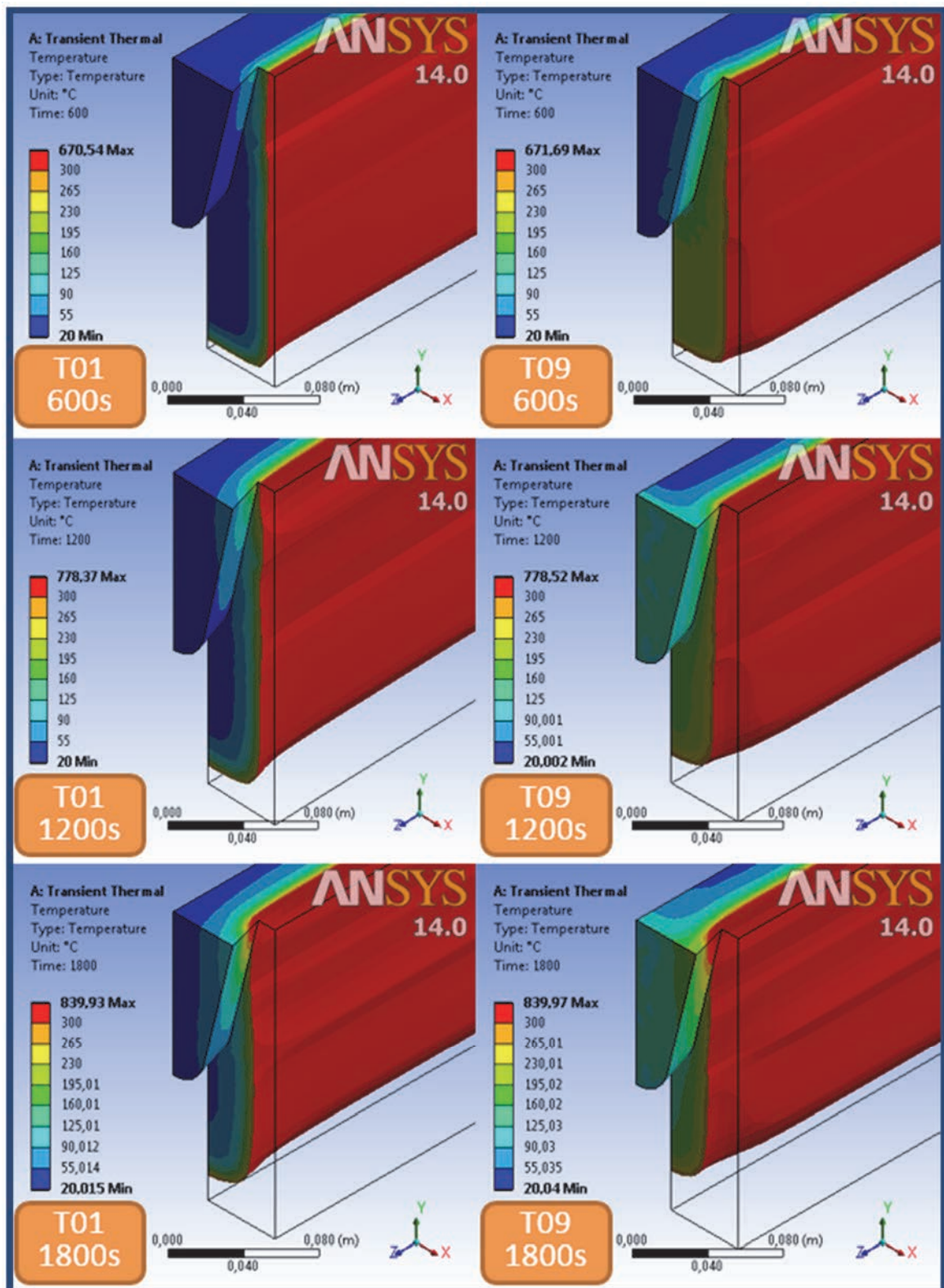


Figura 5.21. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T01 y T09

Resultados y discusión

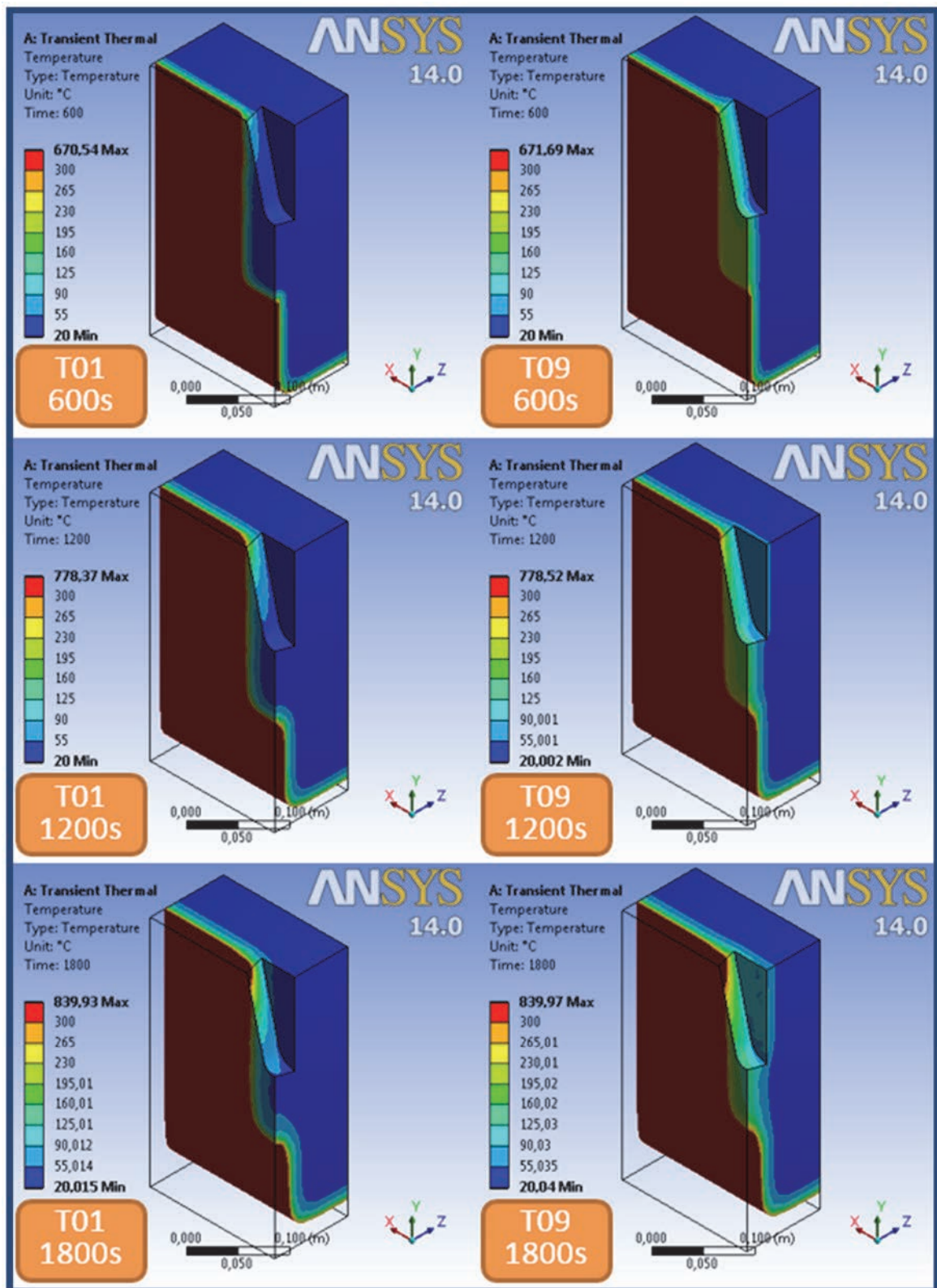


Figura 5.22. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T01 y T09

Resultados y discusión

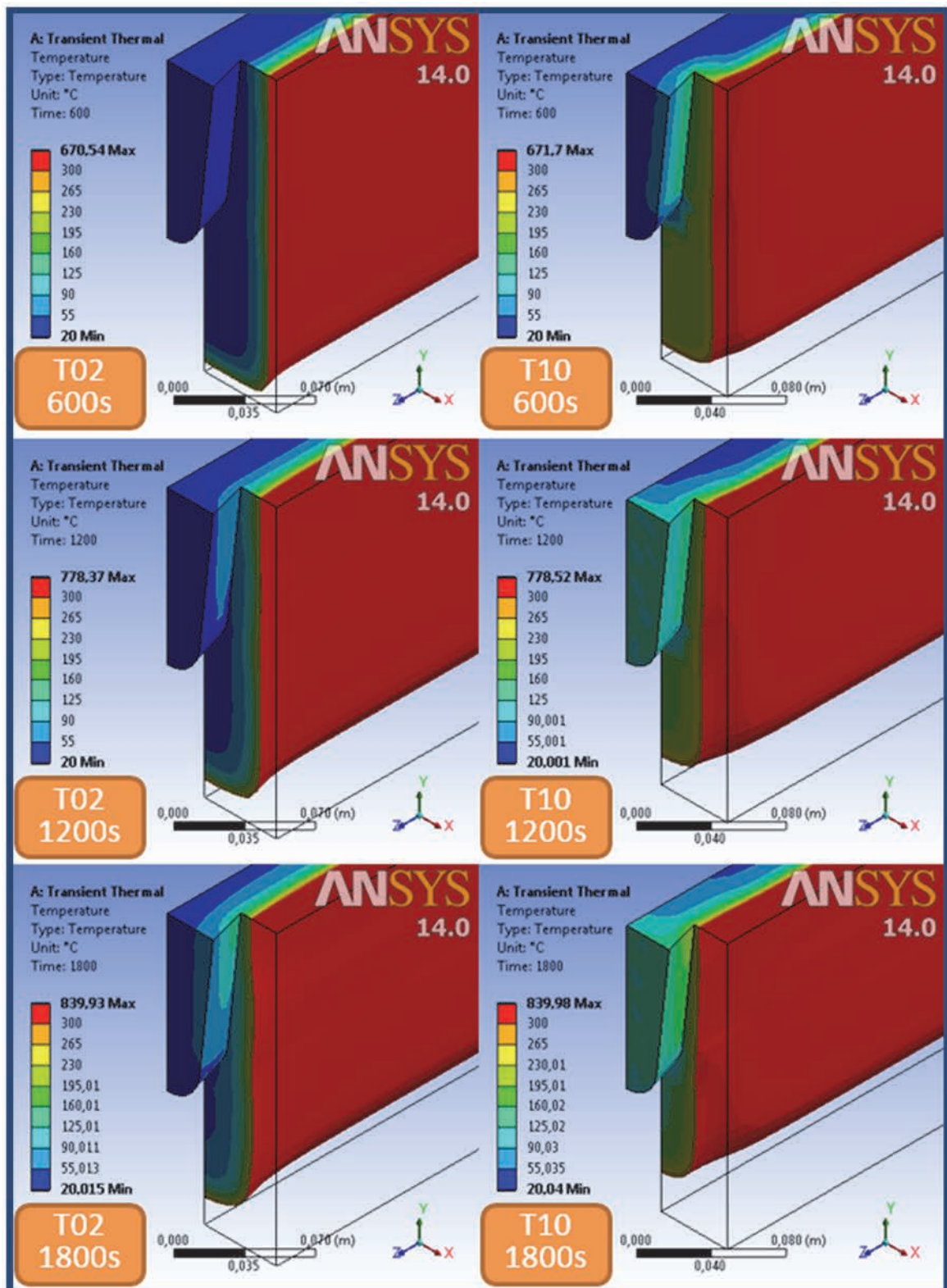


Figura 5.23. . Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T02 y T10

Resultados y discusión

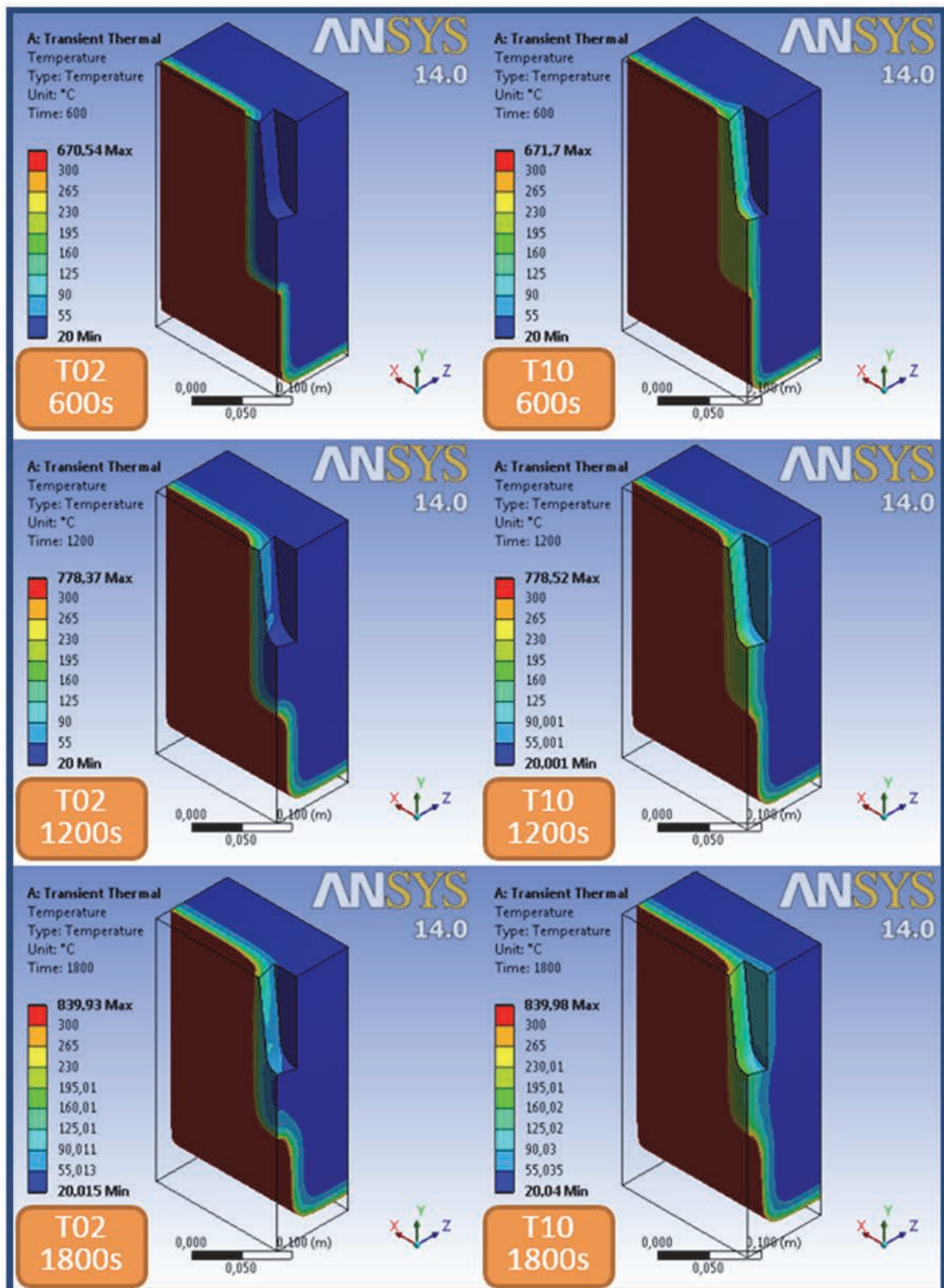


Figura 5.24. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T02 y T10

Resultados y discusión

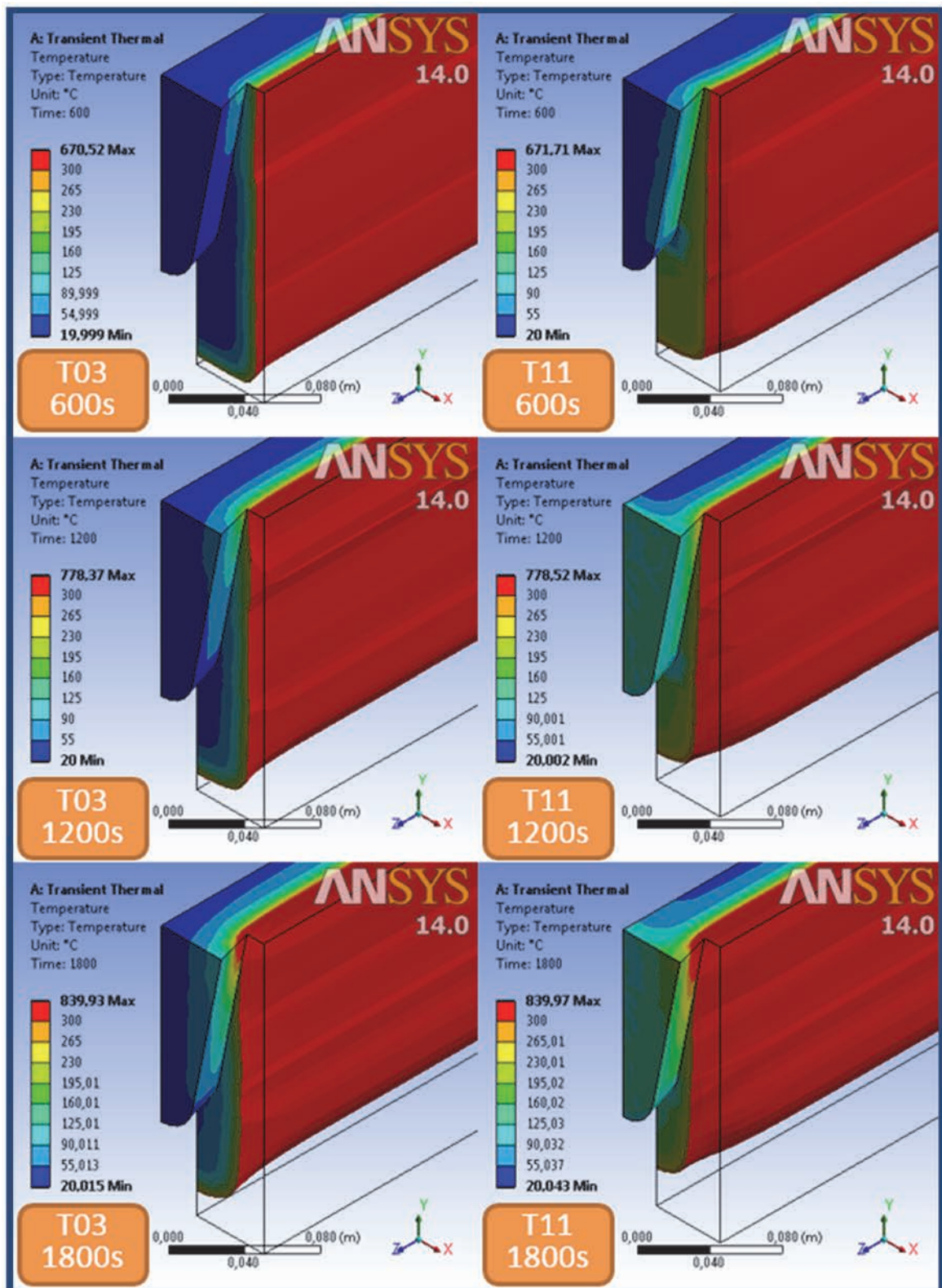


Figura 5.25. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T03 y T11

Resultados y discusión

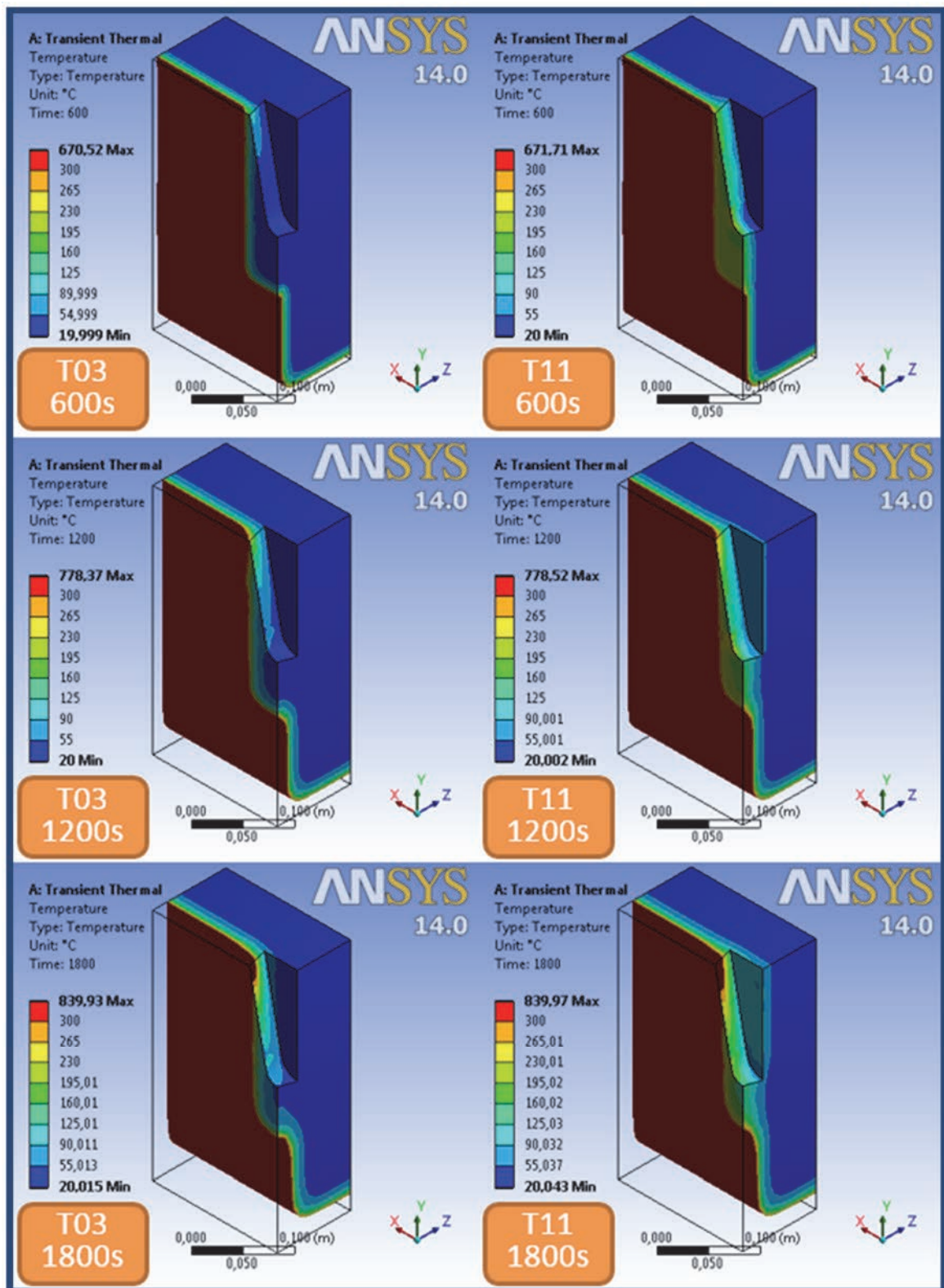


Figura 5.26. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T03 y T11

Resultados y discusión

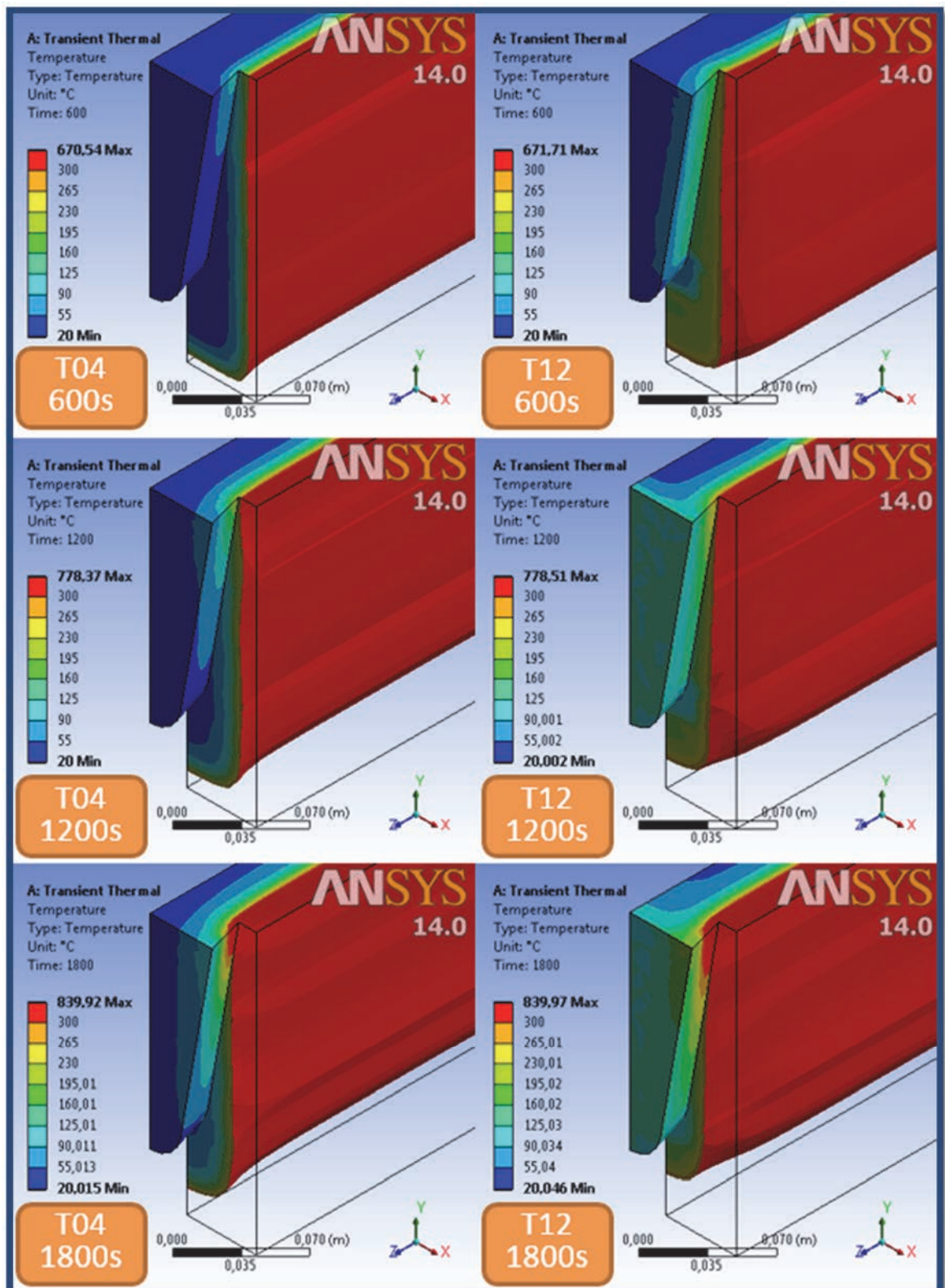


Figura 5.27. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T04 y T12

Resultados y discusión

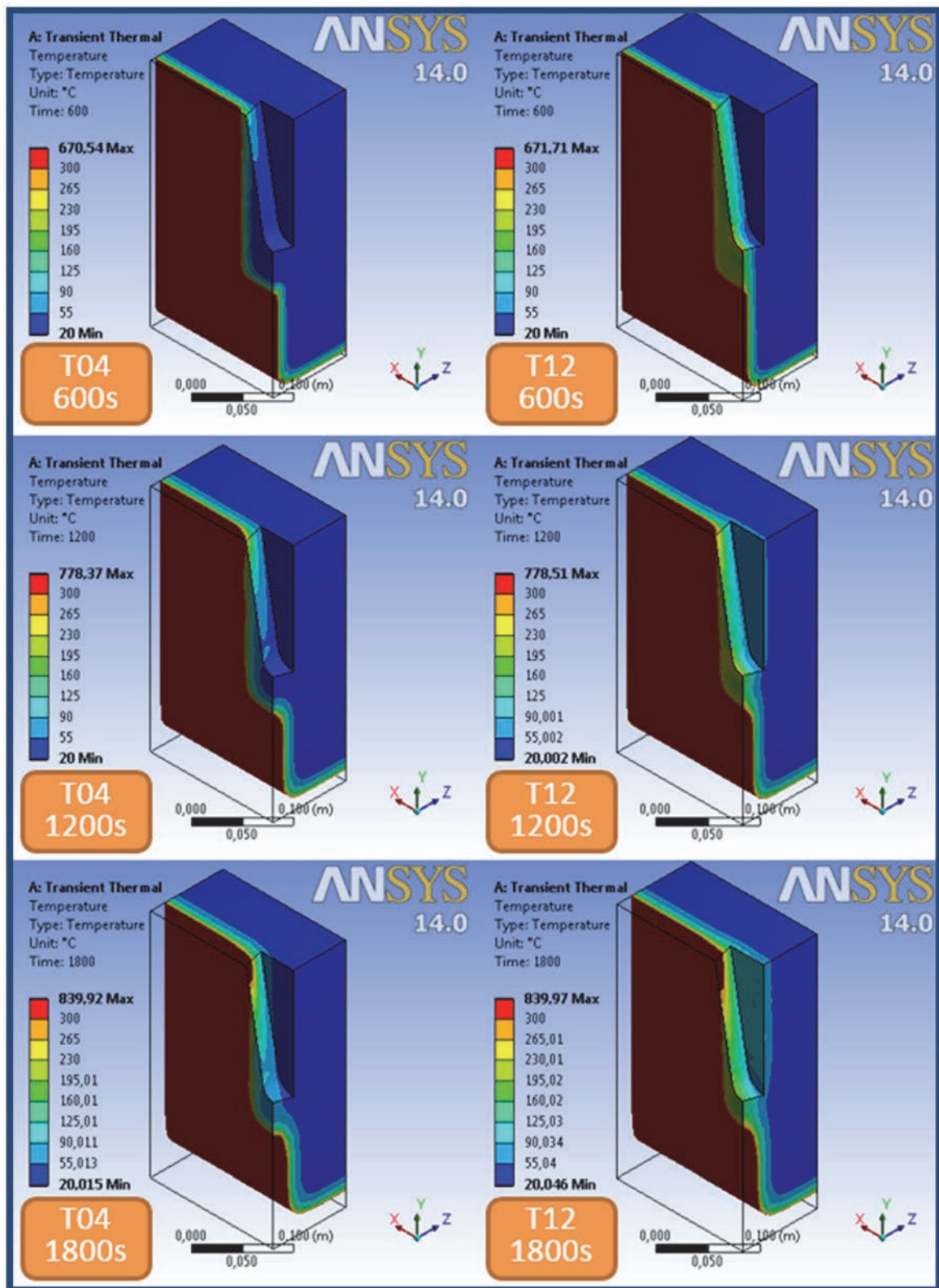


Figura 5.28. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T04 y T12

Resultados y discusión

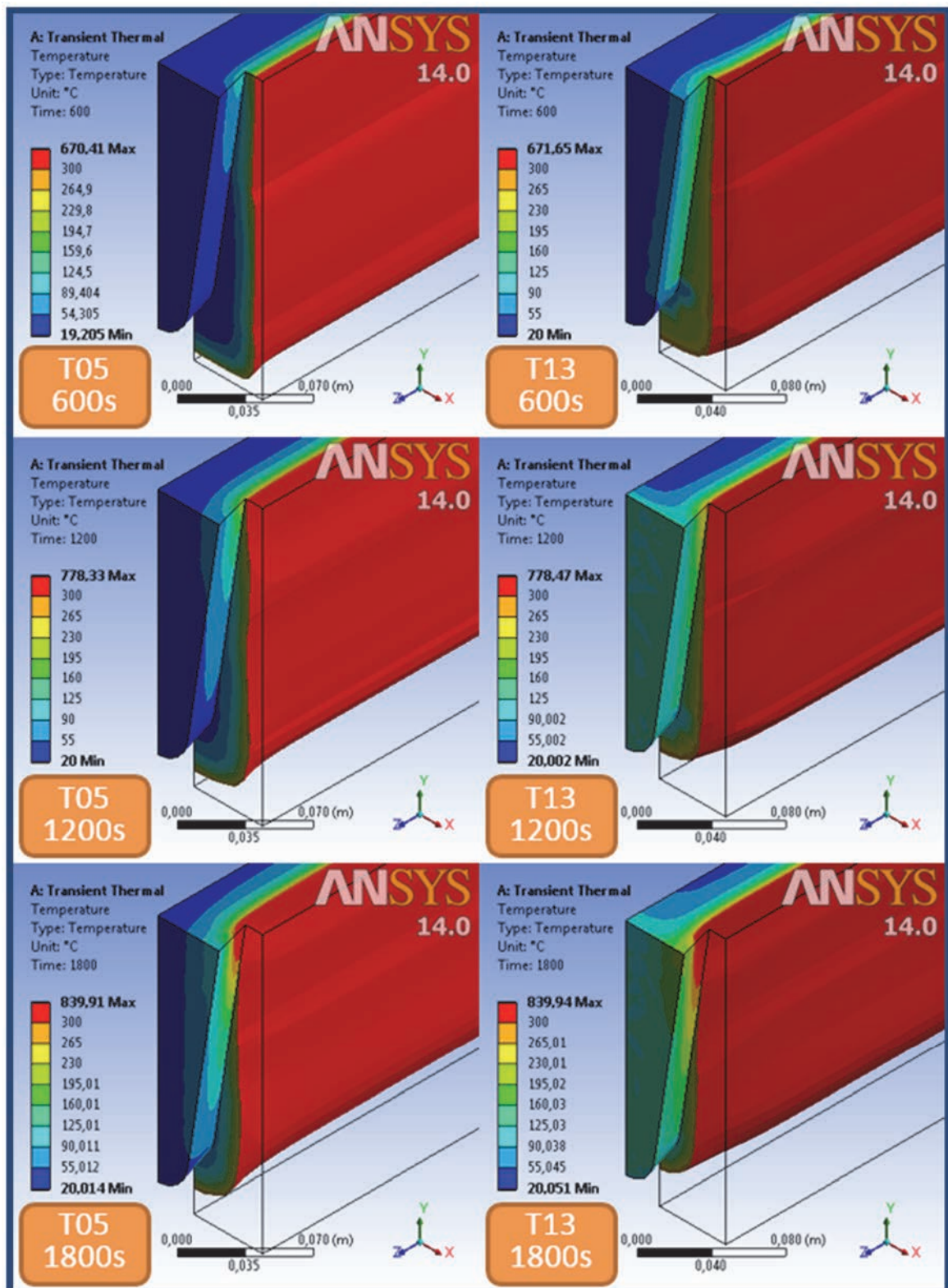


Figura 5.29. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T05 y T13

Resultados y discusión

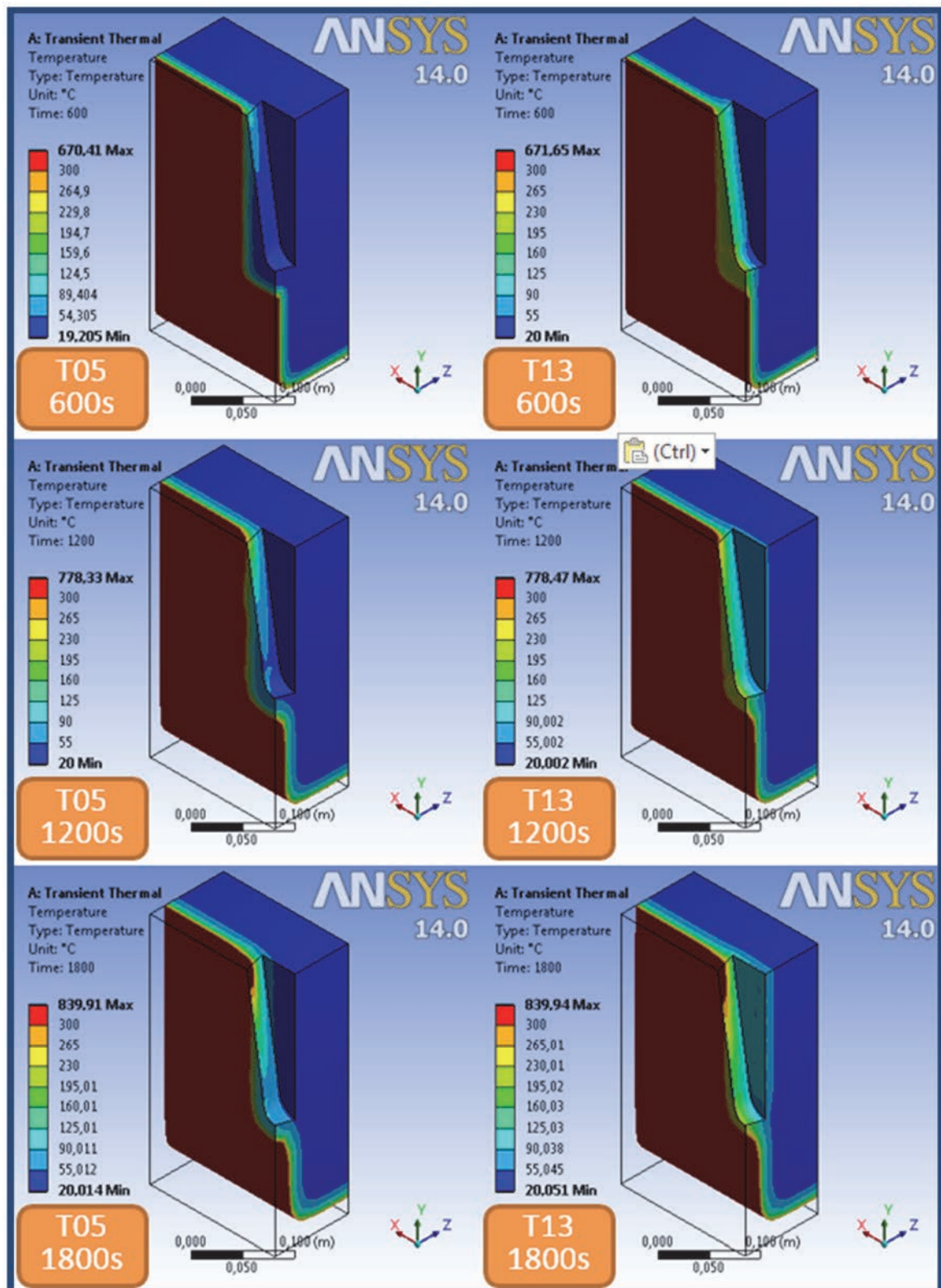


Figura 5.30. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T05 y T13

Resultados y discusión

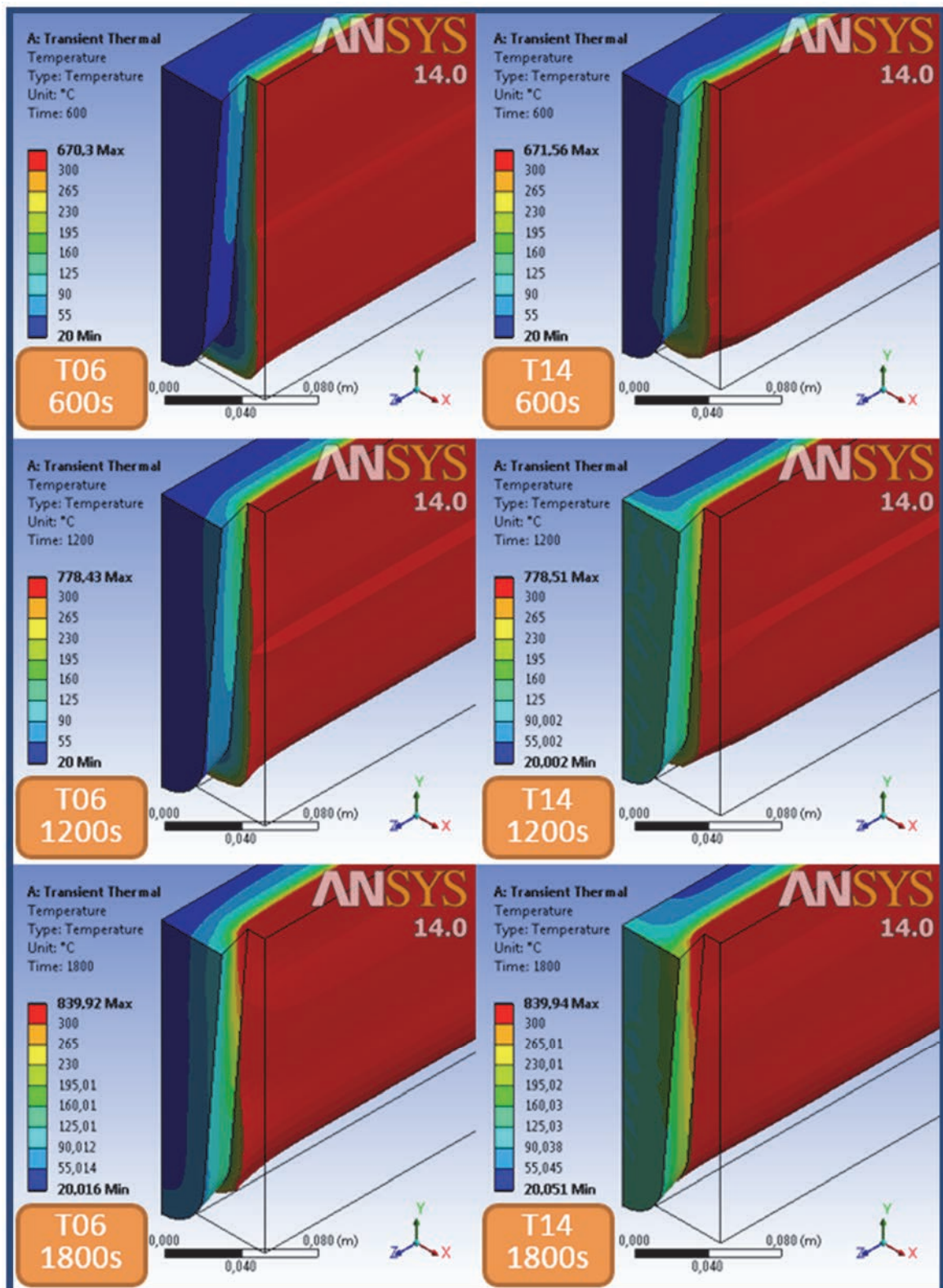


Figura 5.31. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T06 y T14

Resultados y discusión

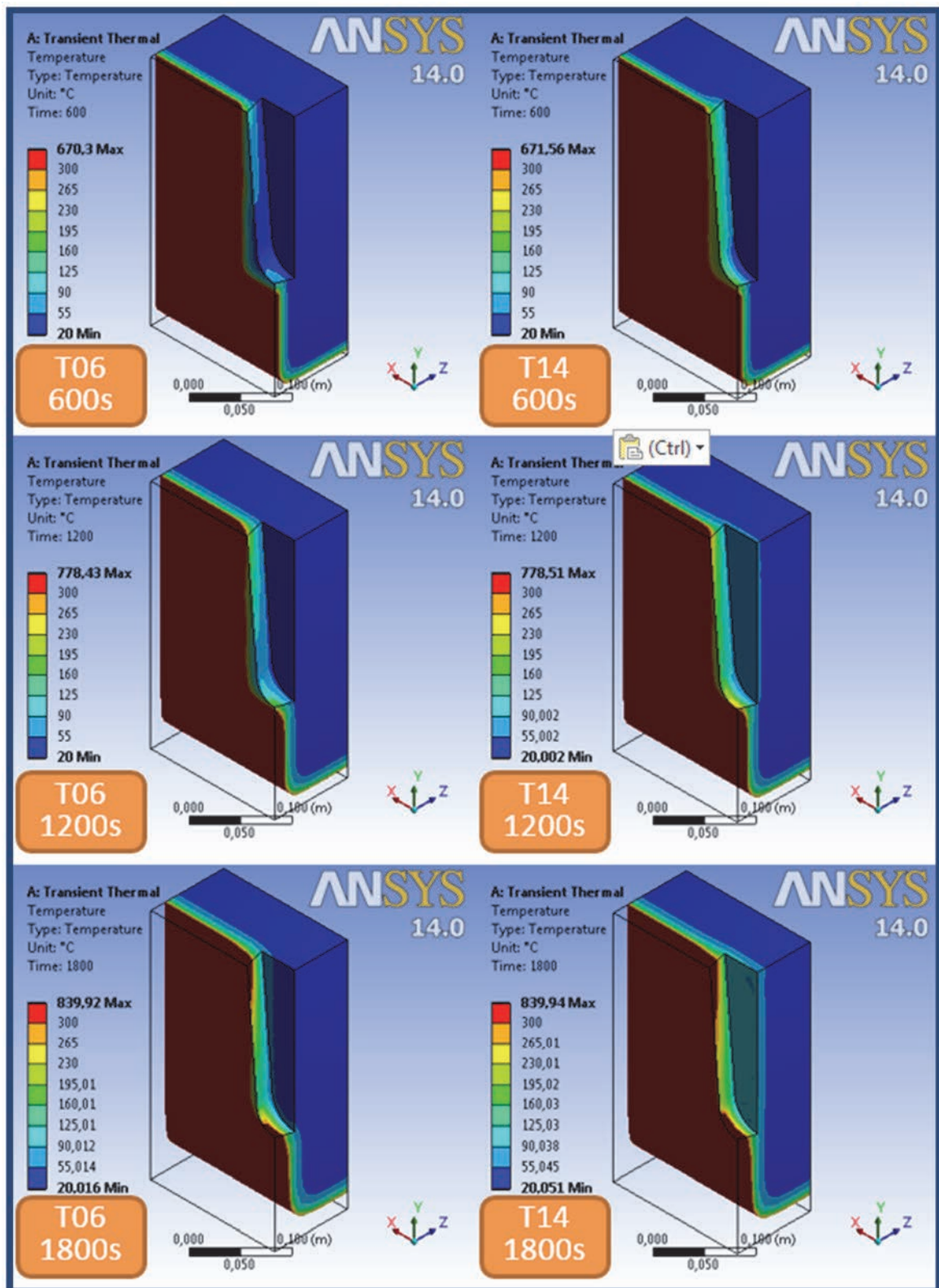


Figura 5.32. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T06 y T14

Resultados y discusión

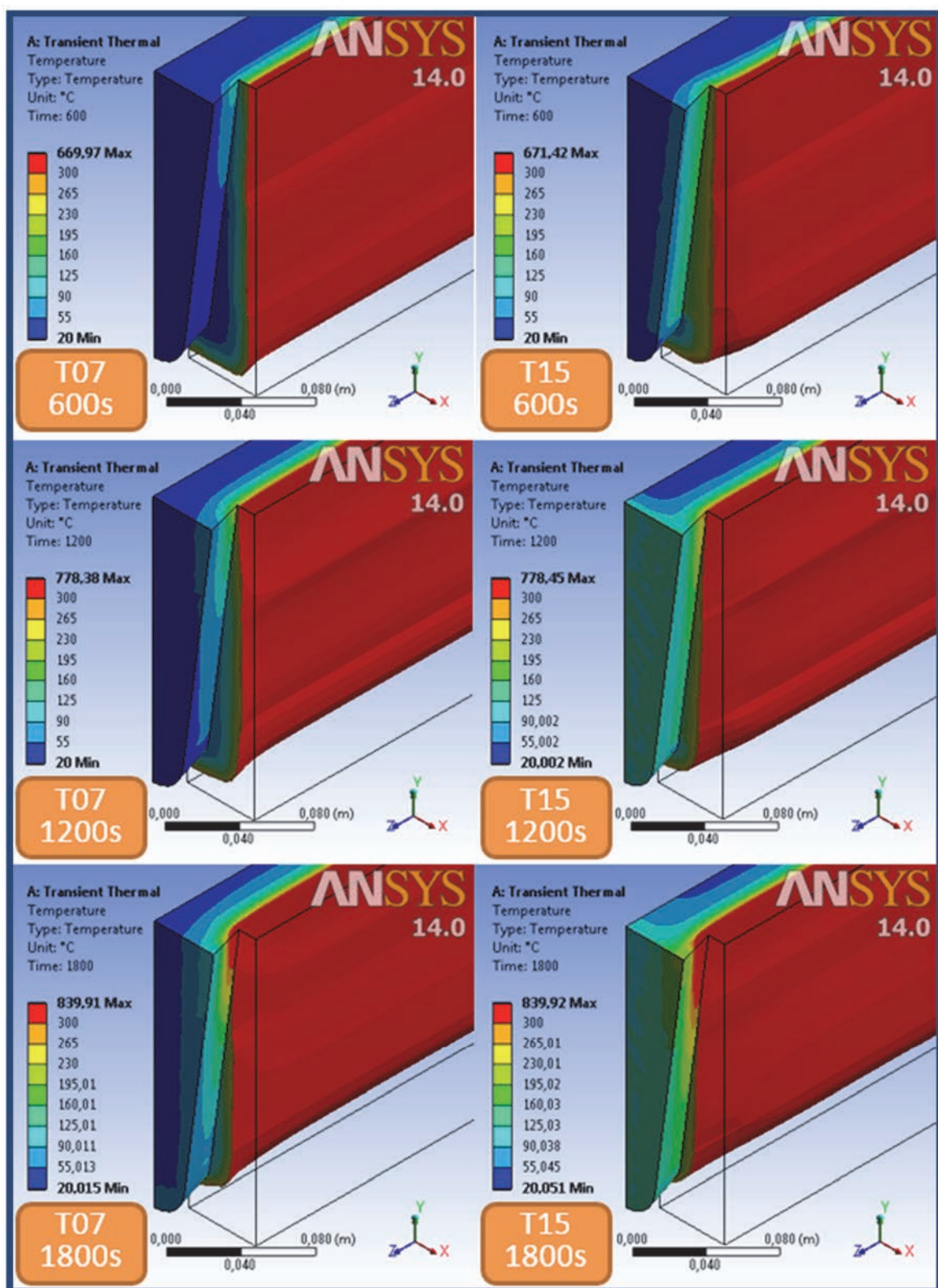


Figura 5.33. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T07 y T15

Resultados y discusión

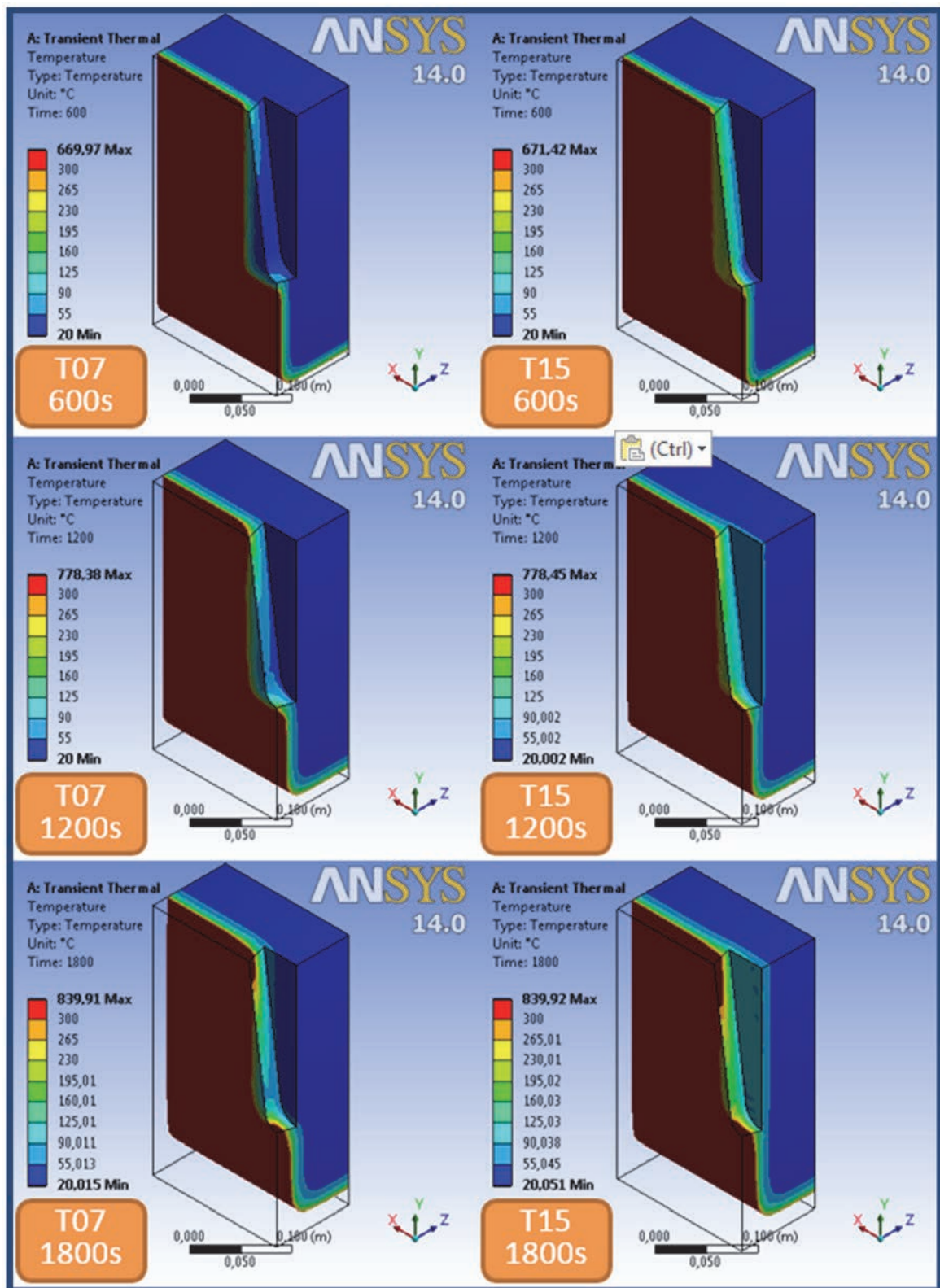


Figura 5.34. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T07 y T15

Resultados y discusión

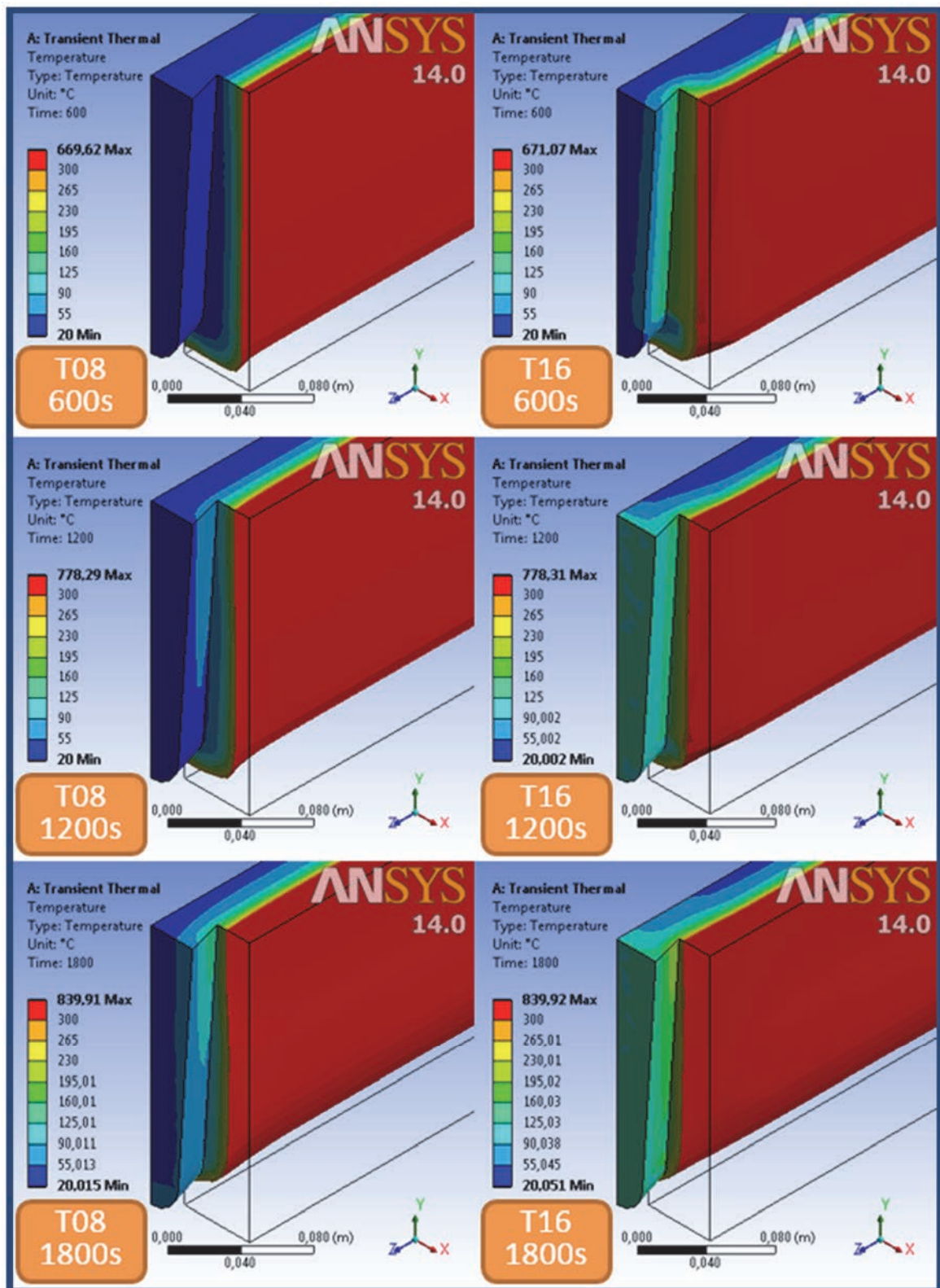


Figura 5.35. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las viguetas de los casos T08 y T16

Resultados y discusión

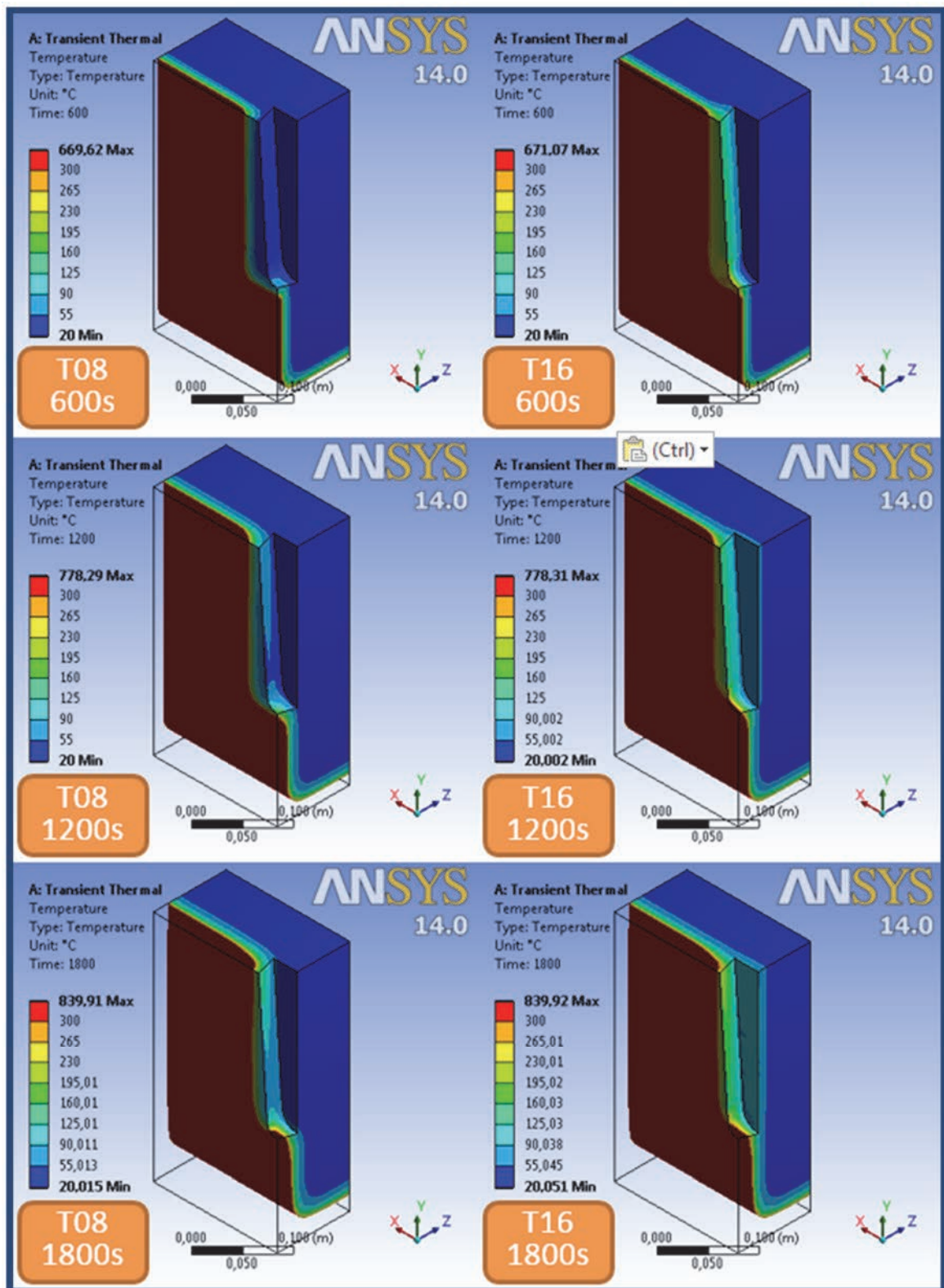


Figura 5.36. Resultados de distribución de temperatura a los 600, 1200 y 1800 segundos en las vigas de los casos T08 y T16

Resultados y discusión

Velocidad de carbonización

Otro resultado que se obtuvo, aunque no de un modo directo, del modelo térmico de elementos finitos fue la velocidad de carbonización. Para calcularla se midió la profundidad carbonizada en uno de los lados en dirección perpendicular a la fibra, en uno cualquiera de los casos, en una zona de la vigueta alejada de la influencia de la unión, y se dividió esta profundidad entre los 30 minutos de duración del ensayo (Figura 5.37, ecuación (5-1)).

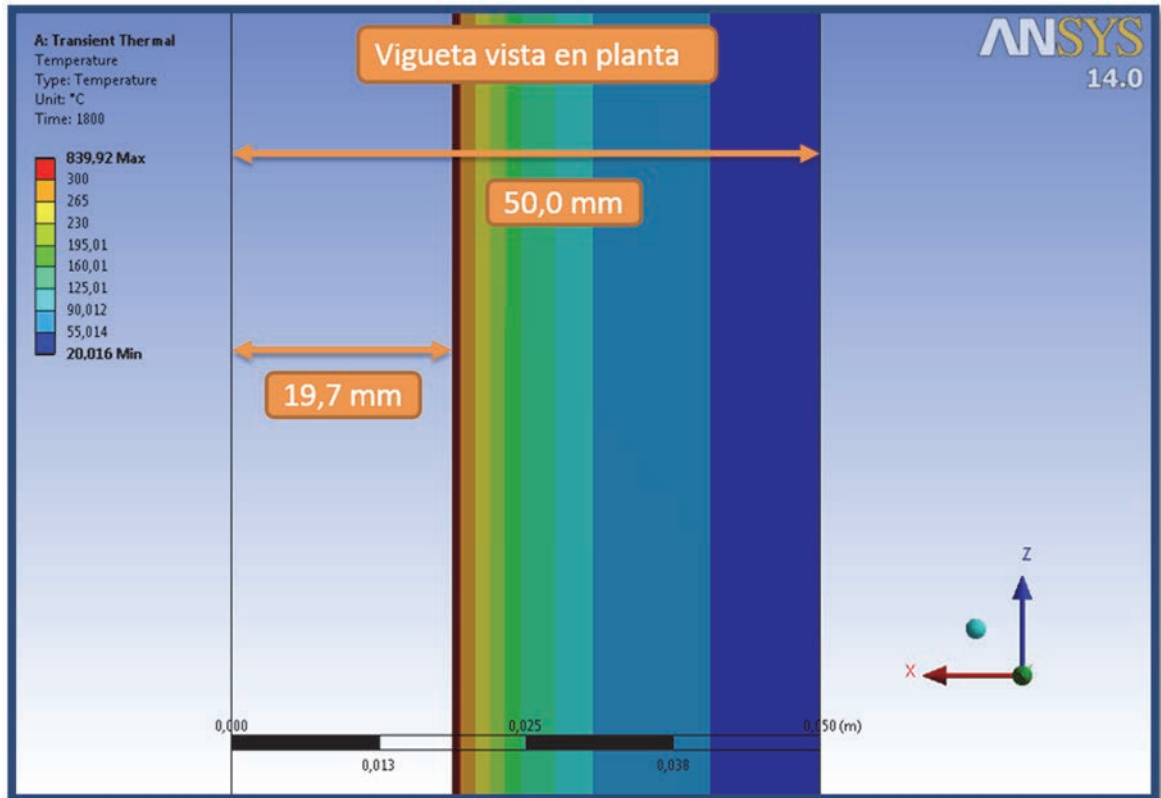


Figura 5.37. Profundidad carbonizada en los modelos térmicos de elementos finitos

$$\beta = \frac{d_{char}}{t} = \frac{19,7}{30} = 0,66 \text{ mm/min} \quad (5-1)$$

Siendo:

β = velocidad de carbonización (mm/min)

d_{char} = profundidad carbonizada (mm)

t = tiempo (min)

Se obtuvo un valor de 0,66 mm/min, que es un valor muy próximo a los obtenidos en los ensayos experimentales y en otros trabajos referidos en la bibliografía.

Resultados y discusión

Evolución de la temperatura en puntos de interés

Otros resultados extraídos de los modelos térmicos de elementos finitos fueron las curvas de evolución de la temperatura a lo largo del tiempo en determinados puntos geométricos estratégicos del modelo. En el apartado de metodología se tuvieron ya en consideración estas curvas en localizaciones análogas a las de los termopares insertados en las probetas ensayadas experimentalmente para validar el modelo (página 175 y siguientes), por lo que no se repetirán aquí. No obstante, considerar los resultados de los puntos de coordenadas iguales a las de los termopares en todos los modelos no tendría sentido, ya que cada espiga tiene una geometría distinta. Por ello, resulta más interesante comparar la evolución de la temperatura, para las distintas geometrías, no en puntos de iguales coordenadas espaciales, si no en puntos de análoga ubicación. Estos puntos fueron:

- El punto ubicado 2 mm hacia el interior de la espiga con respecto al centro de gravedad de la cara lateral que delimita la parte recta del flanco de la espiga.
- El punto ubicado 2 mm hacia el interior de la espiga respecto al ubicado en la cara que contiene a la testa de la vigueta, en el extremo inferior del flanco de la espiga, es decir, donde ésta deja de ser recta y comienza a ser curva.
- El punto ubicado en el centro de la espiga y a 55 mm de profundidad respecto a la cara superior de la vigueta, es decir, el punto ubicado en las mismas coordenadas que el termopar 3 (análogo al 10) de los ensayos experimentales.

El punto ubicado en el centro de gravedad de los flancos de la espiga se consideró un punto de interés ya que de algún modo representaba la temperatura del flanco de la espiga. Las coordenadas de este punto no eran las mismas en todos los casos, ya que dependían de la geometría de la espiga. En la Figura 5.38 se muestra la localización de ese punto para una de las geometrías, y como ANSYS Workbench indica las coordenadas del centro de gravedad del mismo, que fueron recogidas en la Tabla 5.12 para cada uno de los casos térmicos analizados.

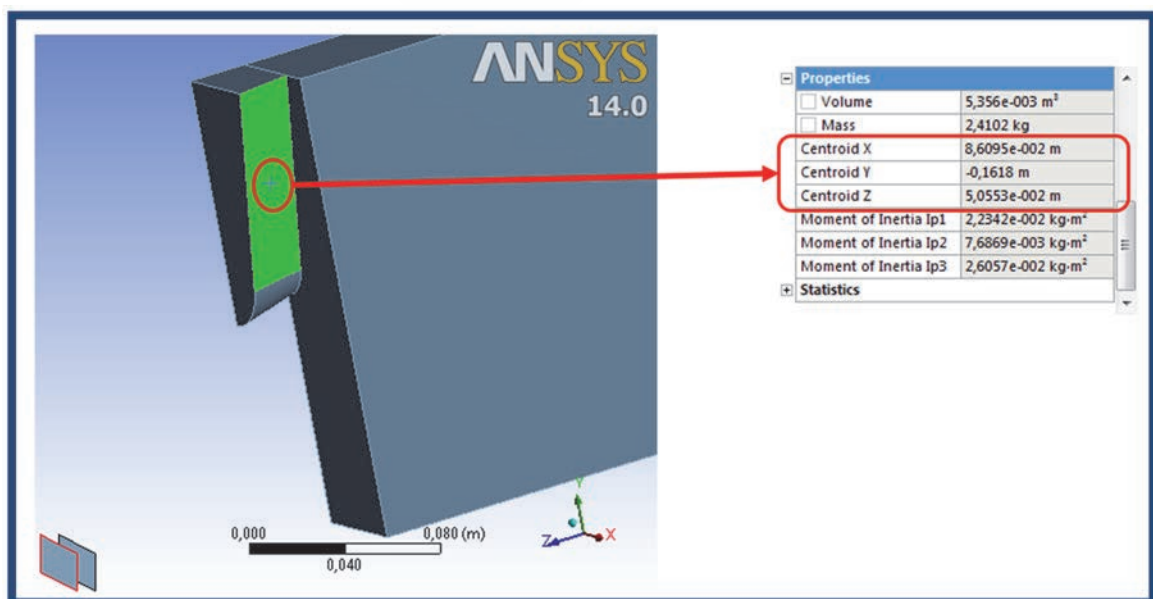


Figura 5.38. Centro de gravedad del flanco de la espiga

Resultados y discusión

	Coordenadas centro gravedad flanco espiga		
CASO	X (m)	Y (m)	Z (m)
T01	3,02E-02	-4,41E-02	1,30E-02
T02	2,38E-02	-4,32E-02	1,30E-02
T03	3,03E-02	-5,37E-02	1,30E-02
T04	2,97E-02	-6,40E-02	1,30E-02
T05	2,96E-02	-7,39E-02	1,30E-02
T06	3,44E-02	-7,89E-02	1,30E-02
T07	3,00E-02	-8,34E-02	1,30E-02
T08	2,30E-02	-8,35E-02	1,30E-02
T09	3,02E-02	-4,41E-02	1,30E-02
T10	2,38E-02	-4,32E-02	1,30E-02
T11	3,03E-02	-5,37E-02	1,30E-02
T12	2,97E-02	-6,40E-02	1,30E-02
T13	2,96E-02	-7,39E-02	1,30E-02
T14	3,44E-02	-7,89E-02	1,30E-02
T15	3,00E-02	-8,34E-02	1,30E-02
T16	2,30E-02	-8,35E-02	1,30E-02

Tabla 5.12. Coordenadas del centro de gravedad de la cara que determina el flanco de la espiga para cada caso térmico analizado

Dado que en los modelos térmicos tipo B estas caras que representan a los flancos se consideraron semiexpuestas, y se aplicaron cargas térmicas directamente sobre ellas, es de interés tomar un punto que no esté contenido directamente en la cara para que no reciba directamente dichas cargas. Por ello el punto que se consideró fue el que se encontraba desplazado 2 mm en la coordenada X respecto a aquel que tiene por coordenadas las del centro de gravedad de la cara que representa el flanco de la espiga. Los valores de dichas coordenadas se recogen en la Tabla 5.13.

	Coordenadas sonda térmica flanco espiga		
CASO	X (m)	Y (m)	Z (m)
T01	2,82E-02	-4,41E-02	1,30E-02
T02	2,18E-02	-4,32E-02	1,30E-02
T03	2,83E-02	-5,37E-02	1,30E-02
T04	2,77E-02	-6,40E-02	1,30E-02
T05	2,76E-02	-7,39E-02	1,30E-02
T06	3,24E-02	-7,89E-02	1,30E-02
T07	2,80E-02	-8,34E-02	1,30E-02
T08	2,10E-02	-8,35E-02	1,30E-02

	Coordenadas sonda térmica flanco espiga		
CASO	X (m)	Y (m)	Z (m)
T09	2,82E-02	-4,41E-02	1,30E-02
T10	2,18E-02	-4,32E-02	1,30E-02
T11	2,83E-02	-5,37E-02	1,30E-02
T12	2,77E-02	-6,40E-02	1,30E-02
T13	2,76E-02	-7,39E-02	1,30E-02
T14	3,24E-02	-7,89E-02	1,30E-02
T15	2,80E-02	-8,34E-02	1,30E-02
T16	2,10E-02	-8,35E-02	1,30E-02

Tabla 5.13. Coordenadas de los puntos desplazados dos milímetros al interior de la espiga respecto al centro de gravedad de la cara que determina el flanco de la espiga para cada caso térmico analizado

Resultados y discusión

Las curvas de evolución tiempo-temperatura en las coordenadas y casos indicados en la Tabla 5.13 se muestran en la Figura 5.39. Puede verse como los casos en los que la unión está totalmente protegida (es decir, modelos tipo A, casos T01 a T08, en tonos verdosos) alcanzan temperaturas inferiores a aquellos casos en los que las caras de la unión están semiexpuestas y reciben acciones térmicas (modelos tipo B, casos T09 a T16, en tonos rojizos).

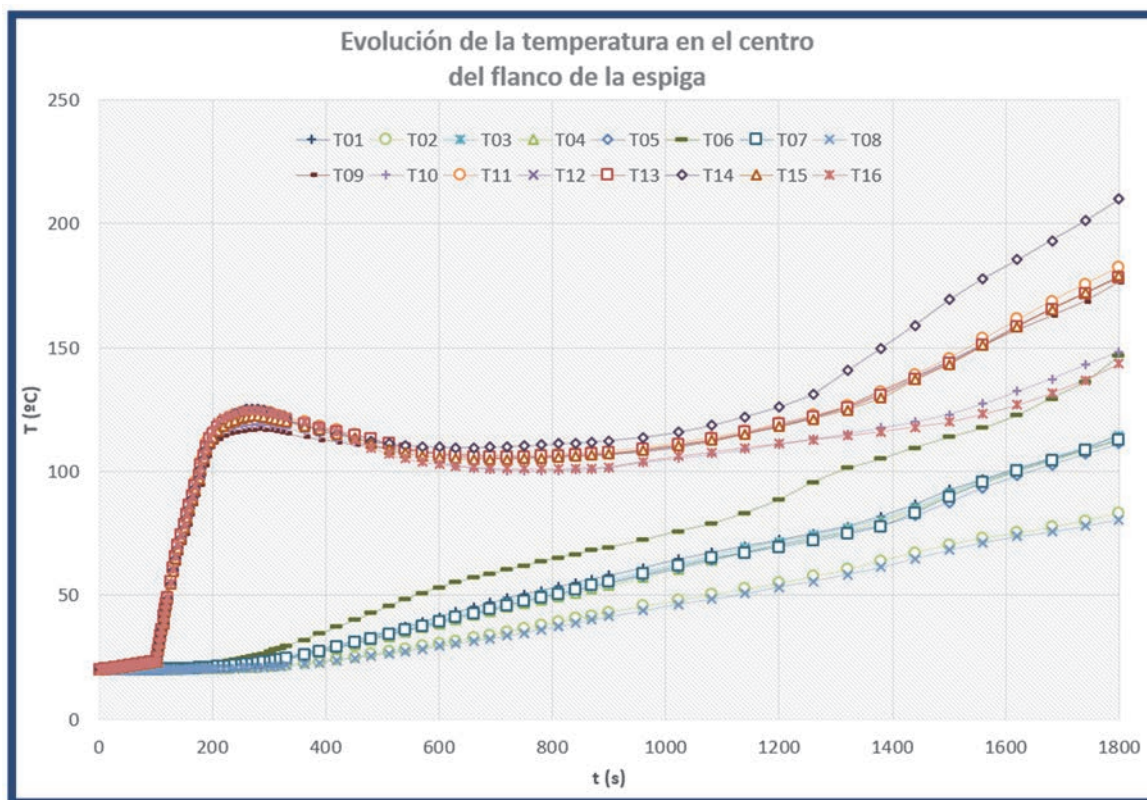


Figura 5.39. Evolución de la temperatura en el centro del flanco de la espiga

Se observa también una evolución que pudiera parecer un tanto incongruente en un primer momento: las temperaturas en los modelos T09 a T16 (modelos tipo B, en los que la unión que sufre ataque térmico), acusan un descenso entre los 300 y los 600 segundos de incendio. Esto se debe a que el modelo de elementos finitos tiende a amortiguar las cargas térmicas que se comienzan a aplicar en las caras semiprotegidas de la unión a partir del segundo 200, lo que provoca un efecto de disminución de temperatura que se normaliza a partir del segundo 800 aproximadamente. En los modelos tipo A, en los que las condiciones de contorno no sufren cambios bruscos a lo largo de la duración del análisis transitorio, este efecto no se produce. En cualquier caso, los resultados a los 1800 segundos de incendio parecen congruentes y alejados del efecto amortiguación comentado.

A la vista de los resultados mostrados en la Figura 5.39, resulta conveniente analizar los resultados de los modelos tipo A por separado de los de los modelos tipo B. Haciéndolo, se observa que existe cierta correlación entre la distancia al borde de la vigueta (es decir, el valor de la coordenada X) y la temperatura obtenida tras 1800 segundos de incendio.

Resultados y discusión

Caso	Coordenada X (m)	Distancia a borde de vigueta (m)	Temperatura modelos A (°C)
T01	0,0282	0,0718	114,56
T02	0,0218	0,0782	83,241
T03	0,0283	0,0717	114,32
T04	0,0277	0,0723	112,6
T05	0,0276	0,0724	111,15
T06	0,0324	0,0676	146,71
T07	0,0280	0,0720	112,76
T08	0,0210	0,0790	80,549

Tabla 5.14. Temperaturas en los centros de los flancos de las espigas de los modelos tipo A tras 1800 segundos de incendio

Caso	Coordenada X (m)	Distancia a borde de vigueta (m)	Temperatura modelos B (°C)
T09	0,0282	0,0718	176,38
T10	0,0218	0,0782	148,37
T11	0,0283	0,0717	182,47
T12	0,0277	0,0723	178,29
T13	0,0276	0,0724	178,22
T14	0,0324	0,0676	209,93
T15	0,0280	0,0720	178,92
T16	0,0210	0,0790	143,42

Tabla 5.15. Temperaturas en los centros de los flancos de las espigas de los modelos tipo B tras 1800 segundos de incendio

Se representó en eje de abscisas la distancia al borde de la vigueta y en eje de ordenadas la temperatura alcanzada tras 1800 segundos de incendio (Figura 5.40 y Figura 5.41). A continuación se obtuvo una recta de regresión que ofrece el valor de la temperatura en el centro del flanco de la espiga en función de la distancia de esta al borde de la vigueta para el modelo tipo A y otra para el modelo tipo B.

Resultados y discusión

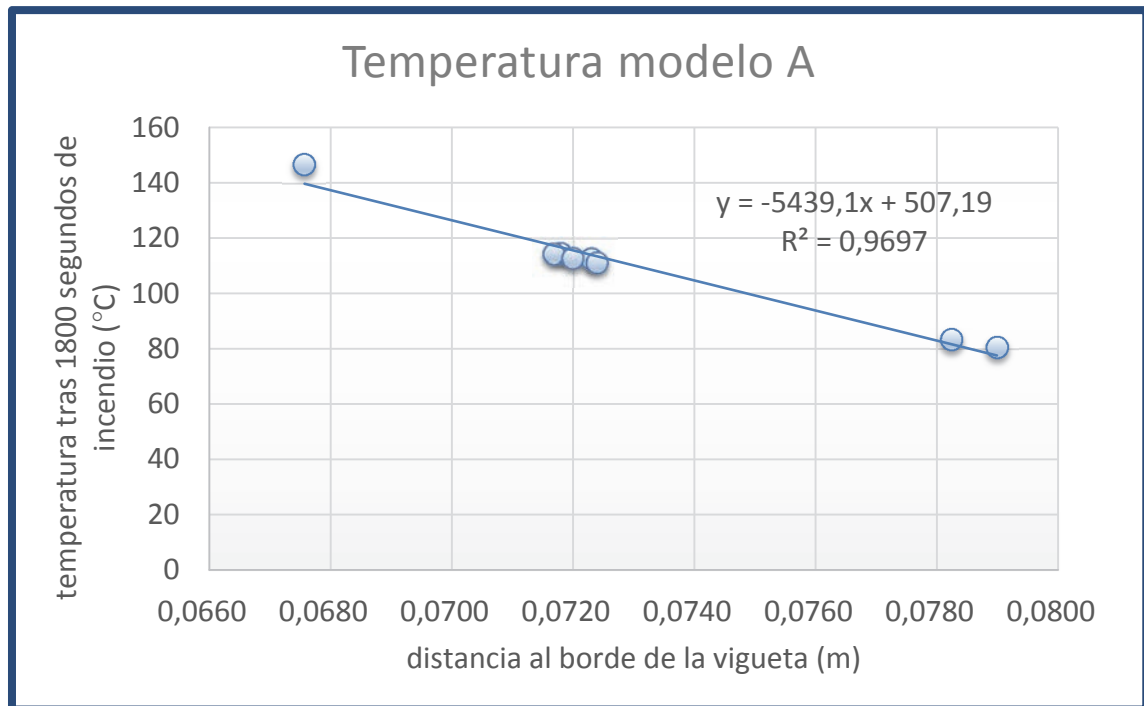


Figura 5.40. Temperatura tras 1800 segundos de incendio en el centro del flanco de la espiga en función de la distancia de ésta al borde de la viga considerando que las caras interiores de la unión están protegidas

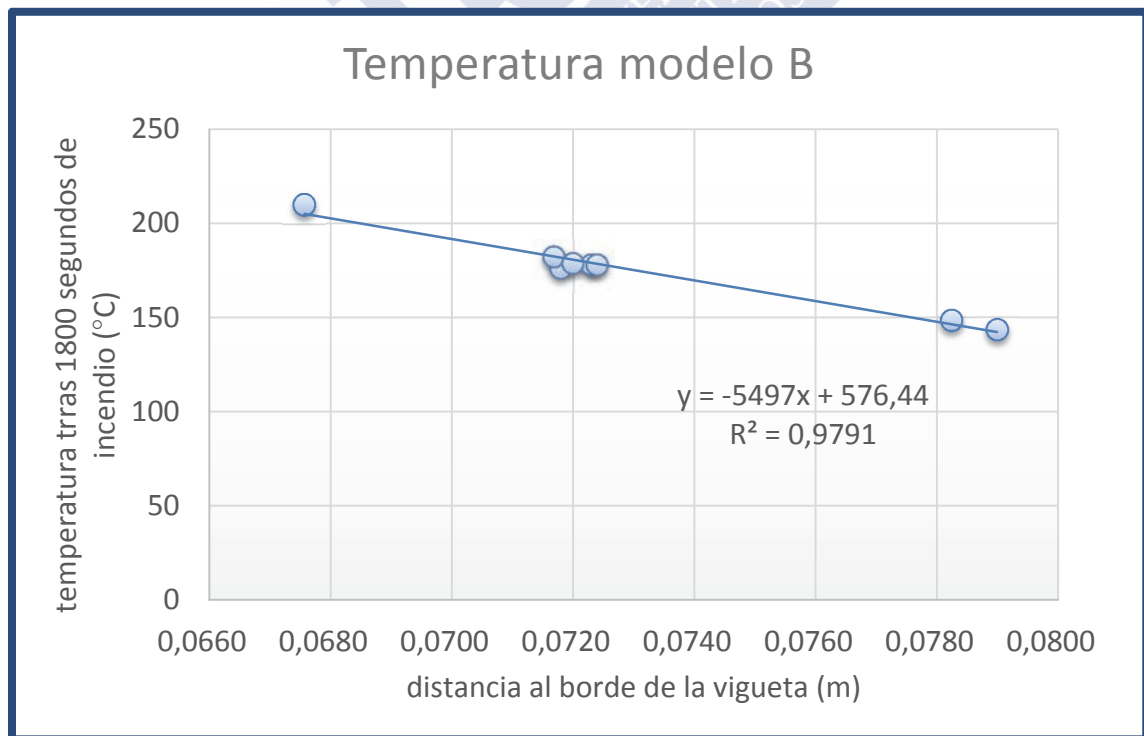


Figura 5.41. Temperatura tras 1800 segundos de incendio en el centro del flanco de la espiga en función de la distancia de ésta al borde de la viga considerando que las caras interiores de la unión están semiexpuestas

Resultados y discusión

Las dos rectas de regresión obtenidas son las expresiones (5-2) y (5-3).

- Para caras internas de la unión protegidas:

$$y = -5439,1 \cdot x + 507,19 \quad (R^2 = 0,9697) \quad (5-2)$$

- Para caras internas de la unión semiexpuestas:

$$y = -5439,1 \cdot x + 507,19 \quad (R^2 = 0,9697) \quad (5-3)$$

Siendo:

y = temperatura tras 1800 segundos de incendio en el centro del flanco de la espiga (°C)

x = distancia del centro del flanco de la espiga al borde de la vigueta (m)

Otro punto que a pesar de no presentar las mismas coordenadas en los distintos casos, puede considerarse análogo entre ellos con independencia de los parámetros geométricos empleados en la construcción de cada uno, es el punto donde el flanco de la espiga comienza a formar la curva inferior de la misma, en el plano de la testa de la vigueta. A partir de dicho punto, se realizó un desplazamiento de 2 mm hacia el interior de la espiga, y esos fueron los resultados de temperatura que se pidieron a ANSYS que ofreciese de forma individualizada. Puede verse su ubicación gráficamente en la Figura 5.42, con la etiqueta “Sonda Espiga”.

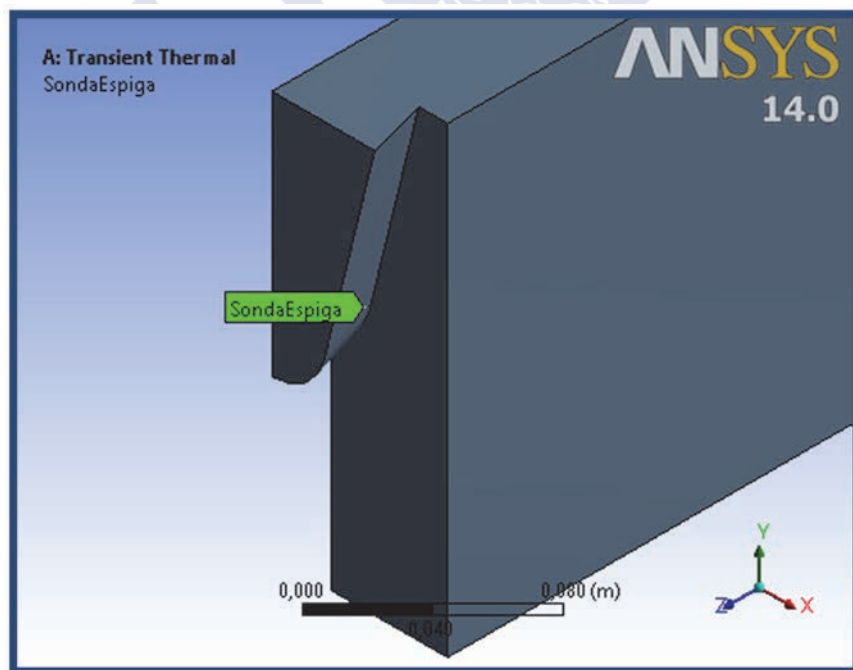


Figura 5.42. Ubicación del punto del flanco de la espiga donde esta empieza a curvarse

Los resultados obtenidos se muestran en la Figura 5.43.

Resultados y discusión

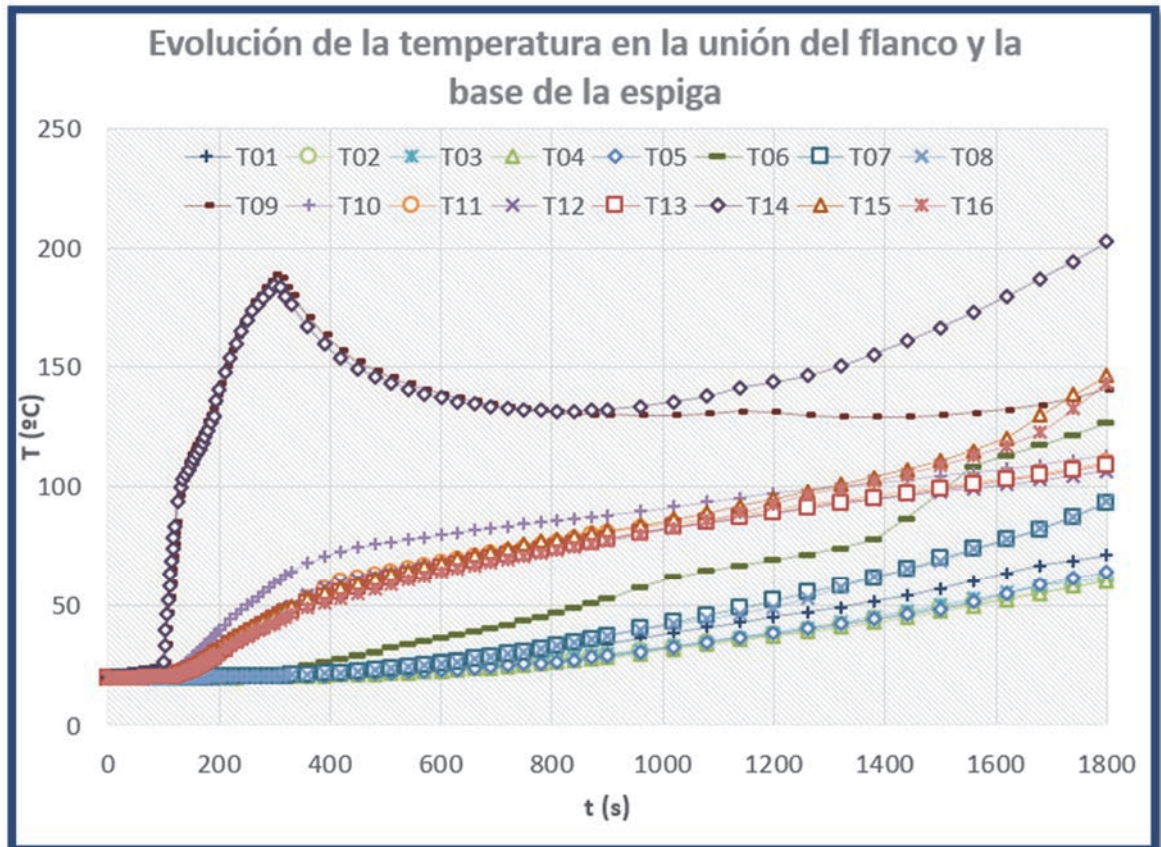


Figura 5.43. Evolución de la temperatura en la unión del flanco y la base de la espiga

En general los modelos tipo B (tonos de colores cálidos) presentan mayores temperatura que los modelos tipo A (tonos fríos). Hay dos casos (T09 y T14) en los que la cercanía del punto seleccionado a superficies con condiciones de contorno muy diferentes, provocan unos elevados picos de temperatura para después amortiguarse.

Se observó cierta correlación entre la temperatura obtenida tras 1800 segundos de incendio y algunos parámetros como la distancia del punto al borde de la vigueta, o el ancho de la base de la vigueta, pero con valores de R^2 bastante bajos, de 0,72 y 0,66 respectivamente

Otro lugar geométrico en el que es de interés analizar la evolución térmica a lo largo de incendio, y comparar entre las distintas geometrías, es en el centro de la espiga, donde en el ensayo experimental se ubicaron los termopares números 3 y 10. Los resultados se muestran en la Figura 5.44.

Resultados y discusión

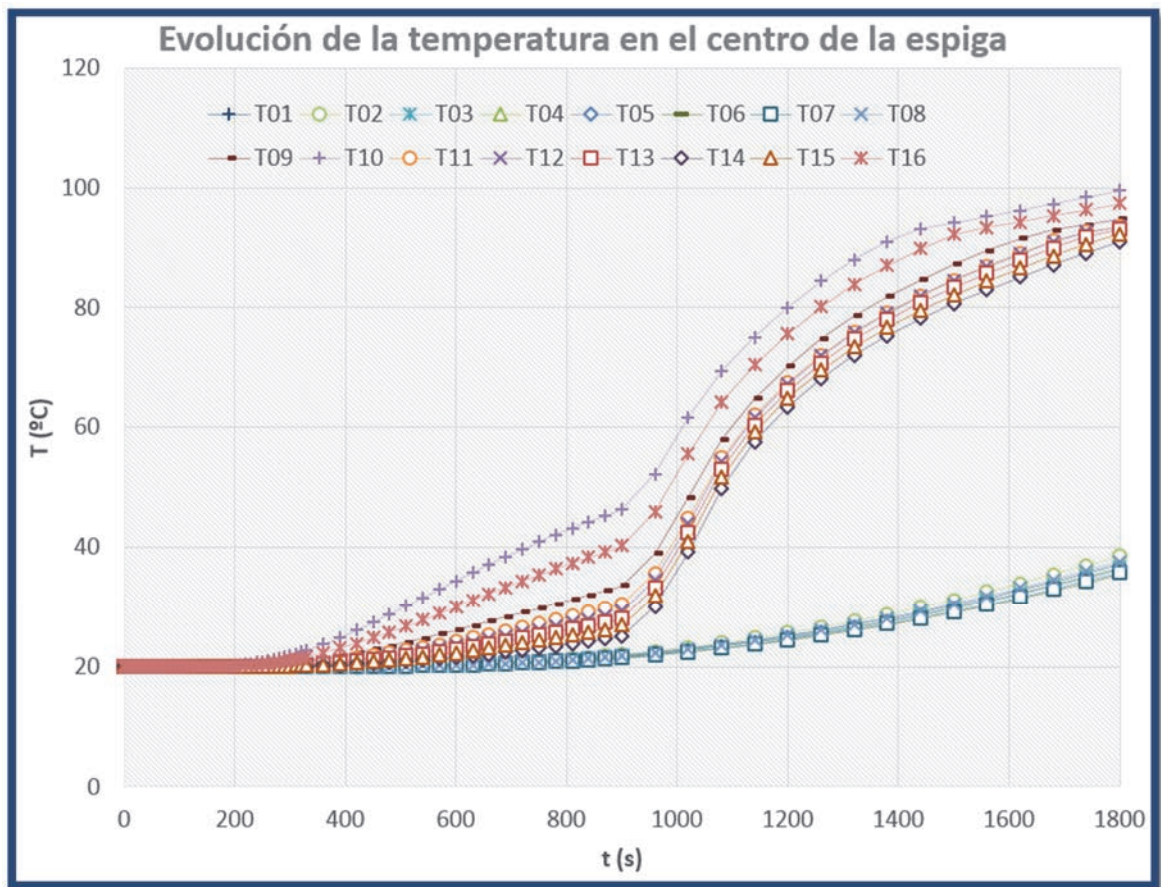


Figura 5.44. Evolución de la temperatura en el centro de la espiga

No se observan variaciones significativas debidas a la geometría de la espiga en la temperatura alcanzada en el centro de la espiga. En los modelos tipo A (en tonos verdes), la evolución a lo largo del tiempo es muy pareja, alcanzándose a los 1800 segundos temperaturas de entre 35,4 °C (caso T06) y 38,5 ° (caso T02). En los modelos tipo B la evolución a lo largo del tiempo es también muy similar entre sí, salvo en dos casos con temperaturas un poco más elevadas, el T10 y el T16. De todos modos, las temperaturas a los 1800 segundos no muestran grandes variaciones: el caso que mayor temperatura alcanza es el T10, con 99,5 °C, y el que menos el T14 con 91,0 °C.

Modelos mecánicos de elementos finitos a temperatura ambiente

Flecha máxima

El primer resultado obtenido de los modelos mecánicos de elementos finitos en situación ordinaria es la flecha máxima obtenida en la vigueta, que siempre se obtiene en el punto medio de la misma, donde en el modelo se ubica un plano de simetría. En la Figura 5.45 se muestra la flecha en la vigueta para el caso M1, representándose la zona con flecha más elevada en tonos rojos.

Resultados y discusión

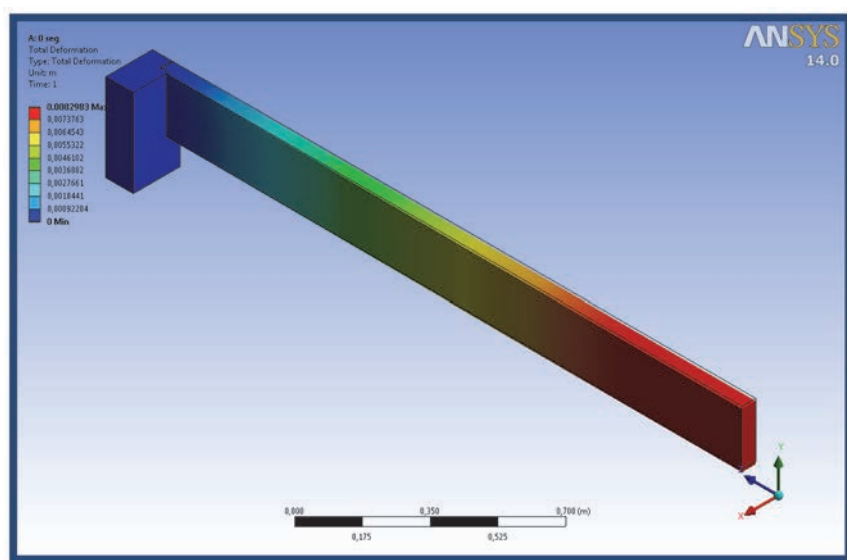


Figura 5.45. Flecha obtenida en el caso M1

Los valores de la flecha en la vigueta en todos los casos mecánicos ordinarios (a temperatura ambiente) se recogen en la Tabla 5.16

Caso	PARÁMETROS GEOMÉTRICOS			Flecha máx. (m)
	Alto espiga (veces alto vigueta, ALTESPIGA)	Ancho espiga (veces ancho vigueta)	Ángulo flancos espiga (°)	
M1	0,5	0,75	27,5	8,2983e-003
M2	0,5	0,50	12,5	8,2791e-003
M3	0,6	0,75	22,5	8,2920e-003
M4	0,7	0,75	20,0	8,3012e-003
M5	0,8	0,75	17,5	8,3307e-003
M6	0,9	0,75	9,5	8,5352e-003
M7	0,9	0,75	15,0	8,4277e-003
M8	0,9	0,50	7,5	8,4110e-003

Tabla 5.16. Valores de flecha en la vigueta en los modelos mecánicos a temperatura ambiente

A la vista de los resultados no se observa ninguna correlación directa entre los parámetros geométricos que definen la espiga y la flecha máxima obtenida. De hecho, los valores son muy parecidos entre sí: una flecha de entre 8,279 mm y 8,535 mm en todos los casos, apenas 0,256 mm de diferencia, lo que supone un 2,999 % de variación entre esos valores.

Si se toman los datos de los casos que se seleccionaron con igual criterio (máxima carga antes de fallo para cada valor de ALTESPIGA, es decir, los casos M1, M3, M4, M5, M7; ya que el caso M7 es el de la geometría del ensayo experimental, y los M2 y M8 son reproducciones de los casos de ALTESPIGA máxima y mínima pero con la espiga más estrecha), se obtiene cierta relación entre el parámetro ALTESPIGA y la flecha (ver Figura 5.46).

Resultados y discusión

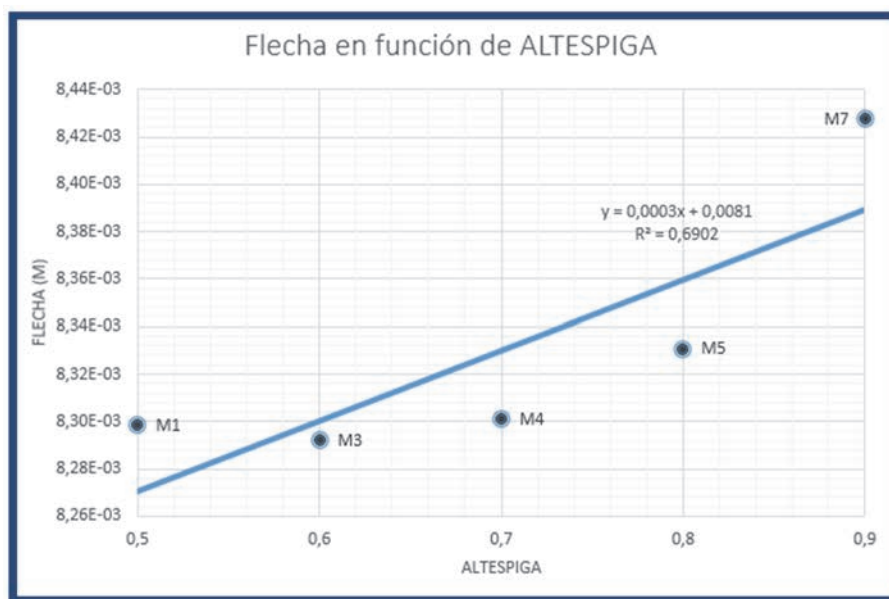


Figura 5.46. Valores de flecha en función de ALTESPIGA para el subconjunto de casos considerados como óptimos estructuralmente según [183]

En general, a mayor valor de ALTESPIGA, mayor flecha. No obstante, el número de casos considerados, y el hecho de que no todos ellos sigan esta pauta (M1 tiene mayor flecha que M3) provoca que no pueda aseverarse con rotundidad dicha afirmación, ni generalizarse.

También se observa que las geometrías con espiga de cola de milano estrecha, es decir con BTESTASUP = 50 mm, tienen menores flechas que sus homólogos de BTESTASUP = 75 mm. No obstante, el número de casos estudiados, así como el hecho de que el ángulo entre testas (K) también varíe entre casos, provoque estos resultados deban interpretarse con cautela.

Además de la flecha, que para ANSYS es el desplazamiento máximo en el eje Y, entre los resultados obtenidos figuran todos los que un análisis mecánico de un software de elementos finitos como es ANSYS ofrece: estados tensionales, deformaciones, desplazamientos, etc. en las direcciones de los tres ejes de coordenadas.

No era objeto de este trabajo el modelizar por el método de los elementos finitos el comportamiento mecánico de la unión en cola de milano a temperatura ambiente, por lo que no se hizo una revisión exhaustiva de los resultados de estos modelos mismos. Existe además un antecedente importante, la tesis de Azahara Soilán [183], en el que se modeliza esta unión a temperatura ambiente por el método de los elementos finitos y se recogen e interpretan minuciosamente todos esos resultados mecánicos.

No obstante, si resulta de especial interés analizar los valores del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu obtenidos, ya que será el que posteriormente se empleará con el modelo sometido a situación extraordinaria de incendio.

Resultados y discusión

Índice de rotura según el criterio de Tsai Wu

La Tabla 5.17 recoge los valores máximos del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu obtenidos, y en las figuras subsiguientes (Figura 5.47 a Figura 5.54) pueden verse gráficamente las distribuciones de estos valores en las piezas.

Núm.	PARÁMETROS GEOMÉTRICOS			Tsai Wu máximo en viga	Tsai Wu máximo en viga
	Altura espiga (veces altura viga, ALTESPIGA)	Ancho espiga (veces ancho viga)	Ángulo flancos espiga		
M1	0,5	0,75	27,5	0,5197	0,8924
M2	0,5	0,50	12,5	0,5884	0,9053
M3	0,6	0,75	22,5	0,5075	0,9264
M4	0,7	0,75	20,0	0,5051	0,9345
M5	0,8	0,75	17,5	0,5007	0,9601
M6	0,9	0,75	9,5	0,5044	1,1244
M7	0,9	0,75	15,0	0,4982	1,0788
M8	0,9	0,50	7,5	0,5951	1,0679

Tabla 5.17. Valores del criterio de rotura de Tsai Wu en los casos de los modelos mecánicos a temperatura ambiente.

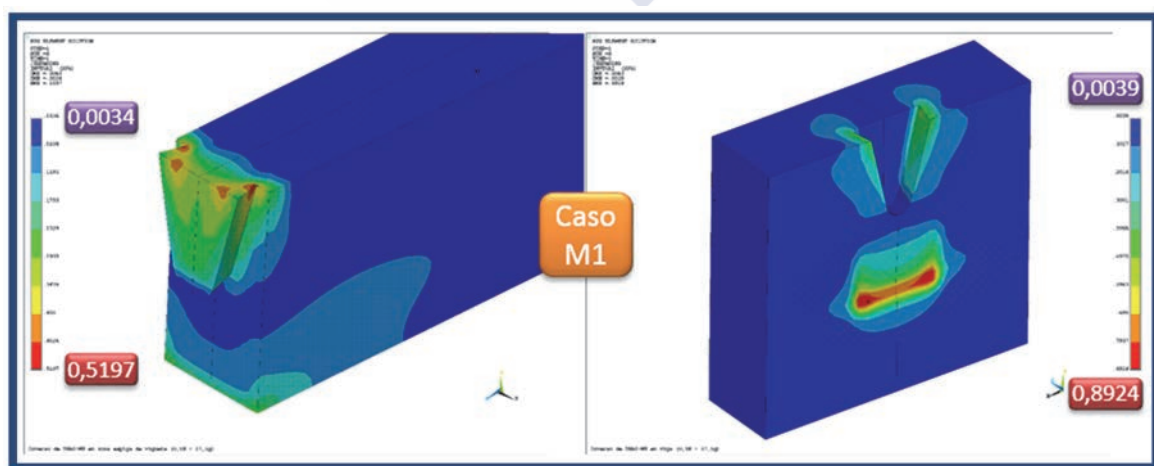


Figura 5.47. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M1

Resultados y discusión

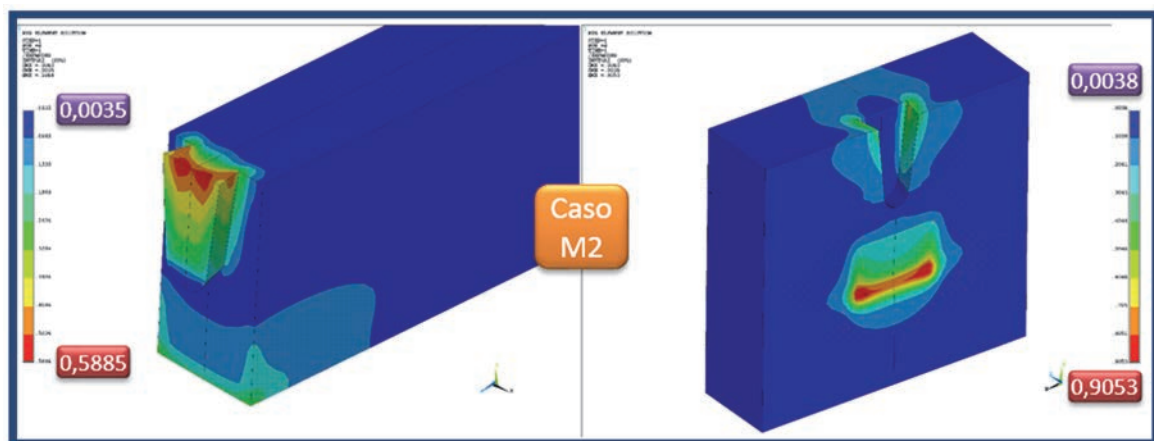


Figura 5.48. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M2

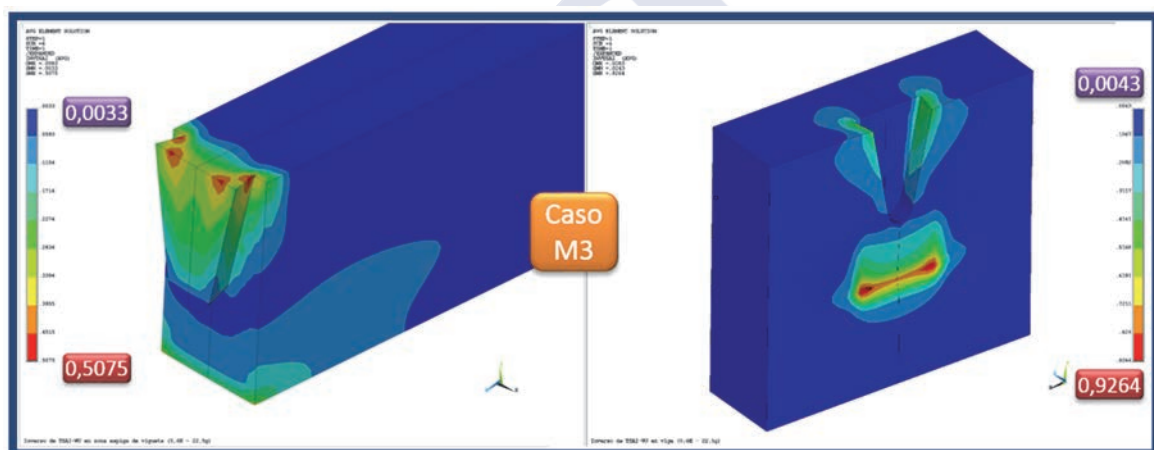


Figura 5.49. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M3

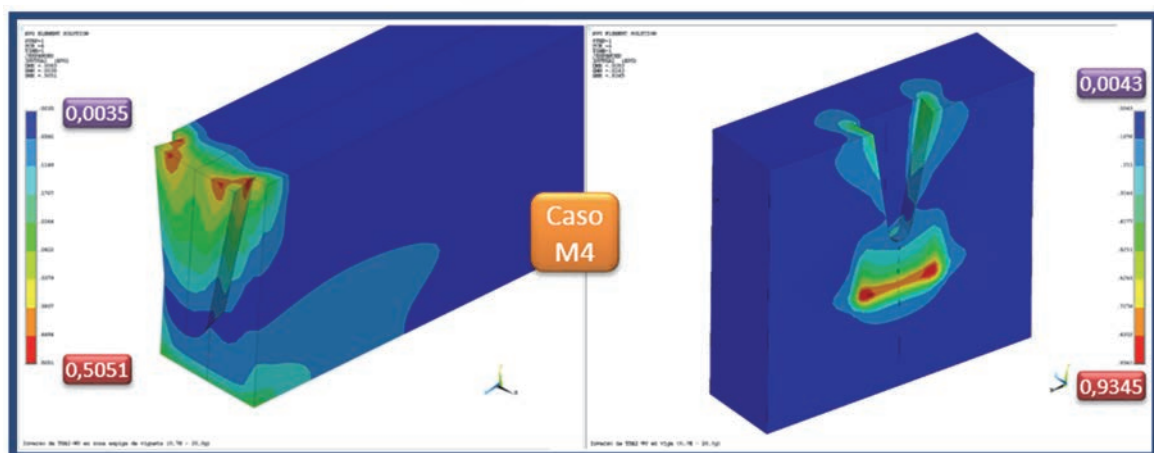


Figura 5.50. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M4

Resultados y discusión

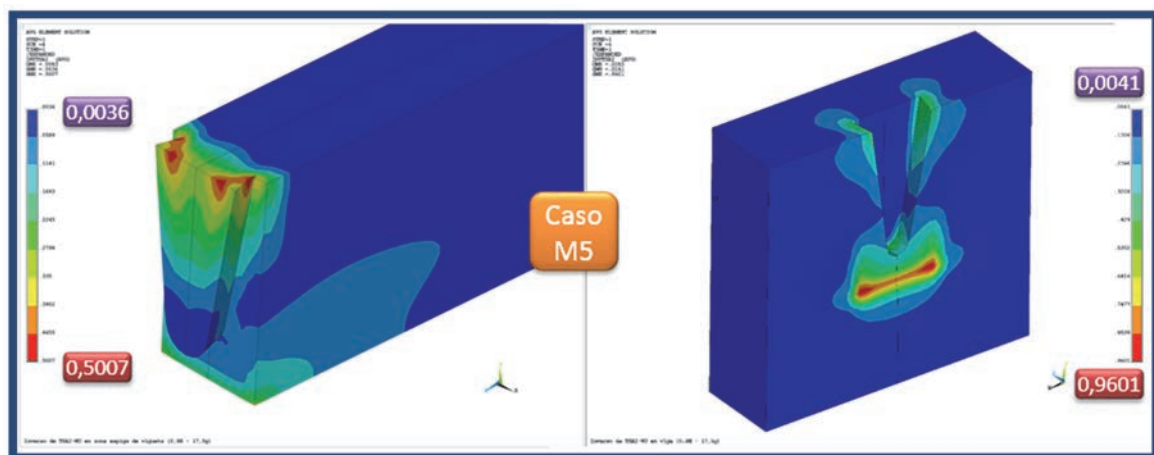


Figura 5.51. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M5

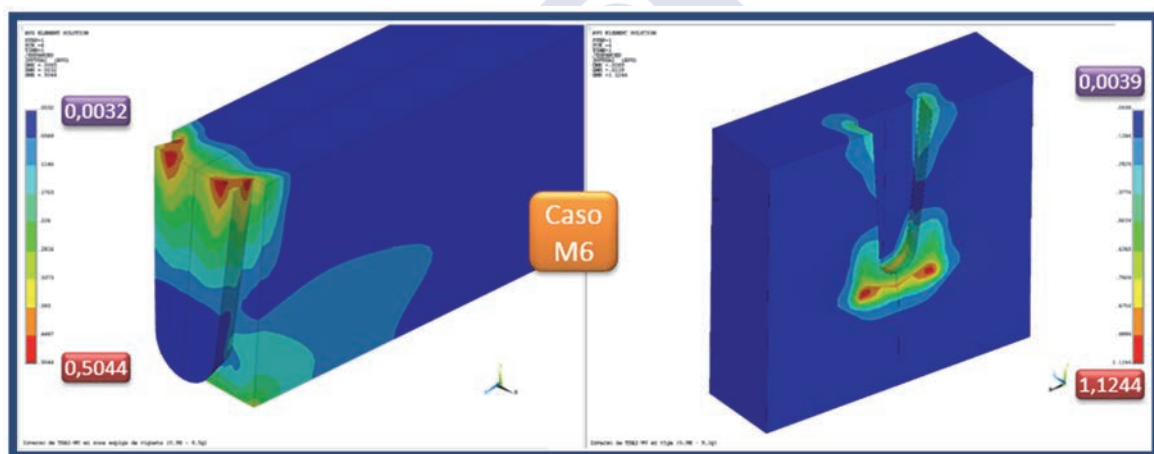


Figura 5.52. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M6

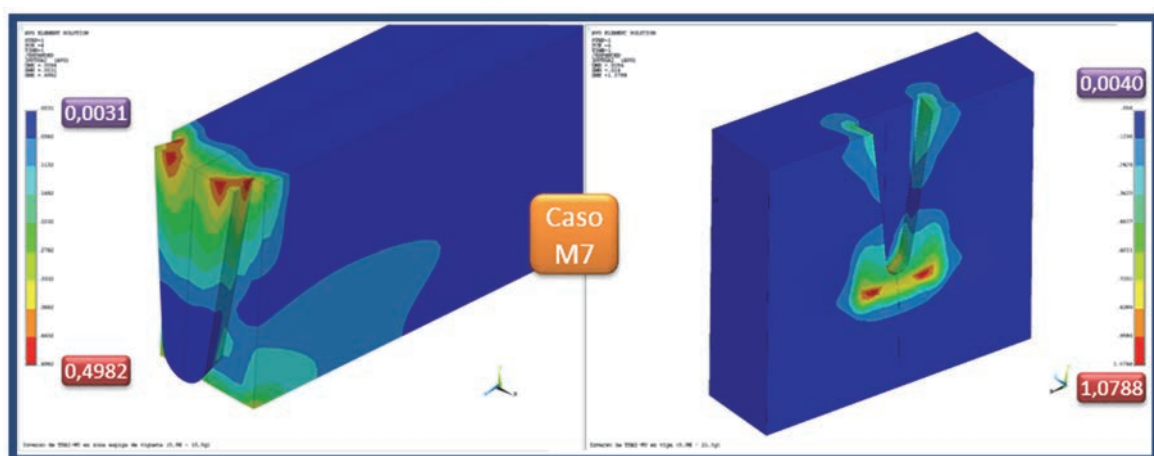


Figura 5.53. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M7

Resultados y discusión

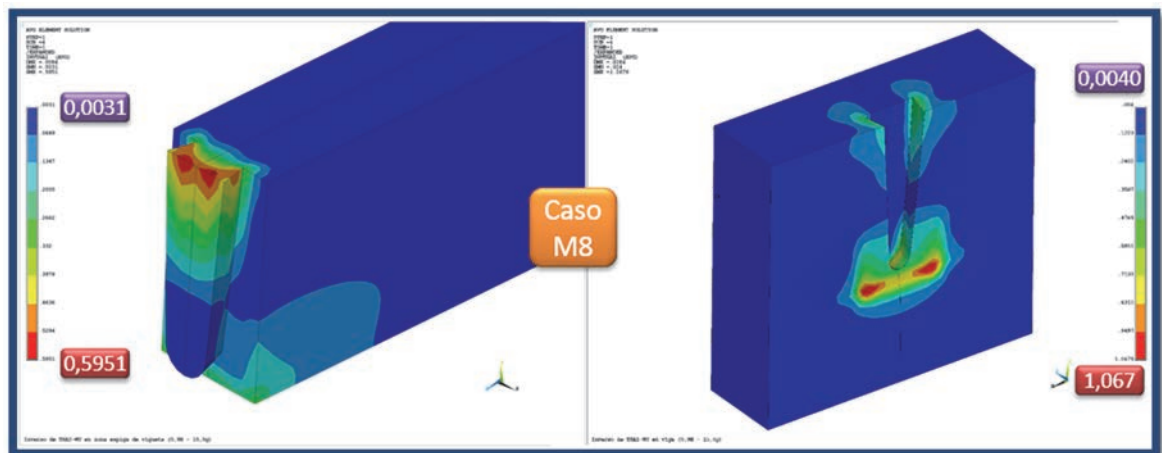


Figura 5.54. Distribución del valor del criterio de rotura de Tsai Wu en el caso M8

Se observa que, al igual que en el trabajo de A. Soilán, el criterio de rotura de Tsai Wu no alcanza el valor de la unidad, que indicaría fallo, en ningún punto de la vigueta en ningún caso. En la viga, para alguna geometría en concreto, sí se obtiene valores superiores a uno en la zona inmediatamente inferior a la mortaja de la cola de milano. Ello se debe a que la carga que actúa sobre la cara superior de la vigueta provoca un momento flector, que genera cierta rotación en el plano de la testa de la vigueta que intenta llevarse consigo a la espiga. De este modo, la parte superior de la espiga tenderá a desplazarse alejándose de la viga, mientras que la parte inferior de la misma tenderá a desplazarse hacia la viga. Este efecto se observa en la Figura 5.55, tomada en ANSYS Mechanical APDL, que recoge en color amarillo el modelo deformado, y en color negro se vislumbran las aristas del modelo sin deformar. La figura se tomó representa el caso cuya geometría tiene los mismos parámetros que los del ensayo experimental (caso M6).

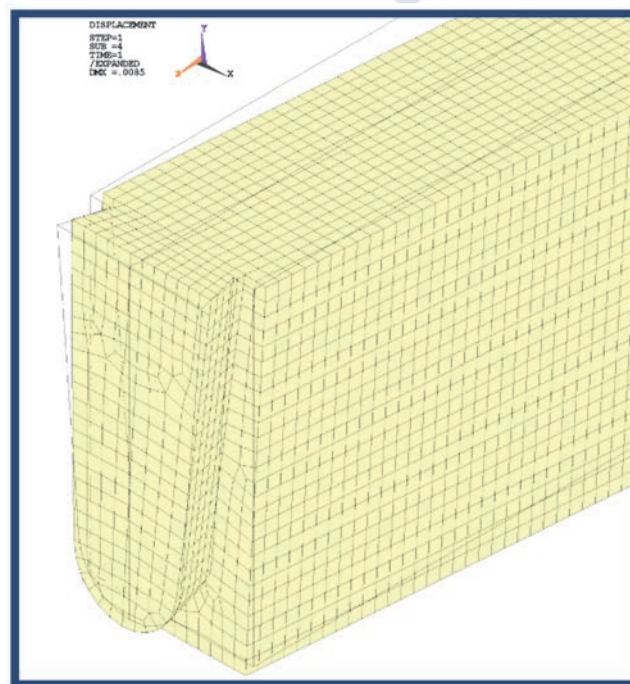


Figura 5.55. Vigueta deformada, vista de elementos, caso M6

Resultados y discusión

Este mismo efecto de giro en el ángulo de la testa de la vigueta, y por tanto de la espiga se observa también en la Figura 5.56, tomada en esta ocasión en ANSYS Workbench, y en una vista perpendicular al eje longitudinal de la pieza. En color azul, mapeado sobre la vigueta deformada, se ve el desplazamiento en la dirección Y, que en esta zona de la vigueta es inferior a 0,9 mm (la flecha máxima estará en la zona central de la vigueta, fuera del alcance de la figura, y su valor como ya se expuso alcanza los 8,5 mm). En color negro se muestran las aristas del modelo original, no deformado. Se puede ver como la cara de la testa de la vigueta gira en los términos anteriormente comentados: alejándose de la viga en la zona superior y acercándose en la inferior.

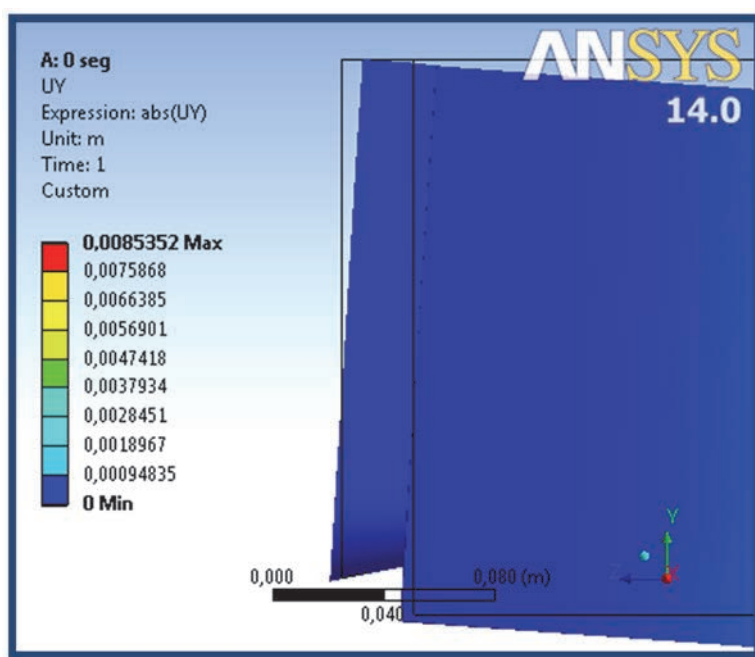


Figura 5.56. Vigueta deformada, mapeado de color de desplazamiento en Y, caso M6

Ese efecto de giro, en la zona inferior de la vigueta, es la que provoca un aplastamiento de la zona interior de la vigueta contra la viga, provocando valores de tensión elevadas en ésta por tratarse de una compresión perpendicular a la fibra, y unos índices de Tsai Wu superiores a la unidad. De todos modos, estos valores superiores a la unidad no indican necesariamente fallo de la unión, si no que indicaría una redistribución de tensiones y la entrada en la fase de comportamiento elasto-plástico de la madera

Ese desplazamiento de la zona superior de la espiga alejándose de la viga provocará además un efecto “tirón” hacia fuera de la mortaja de la zona superior de los flancos de la espiga.

Resultados y discusión

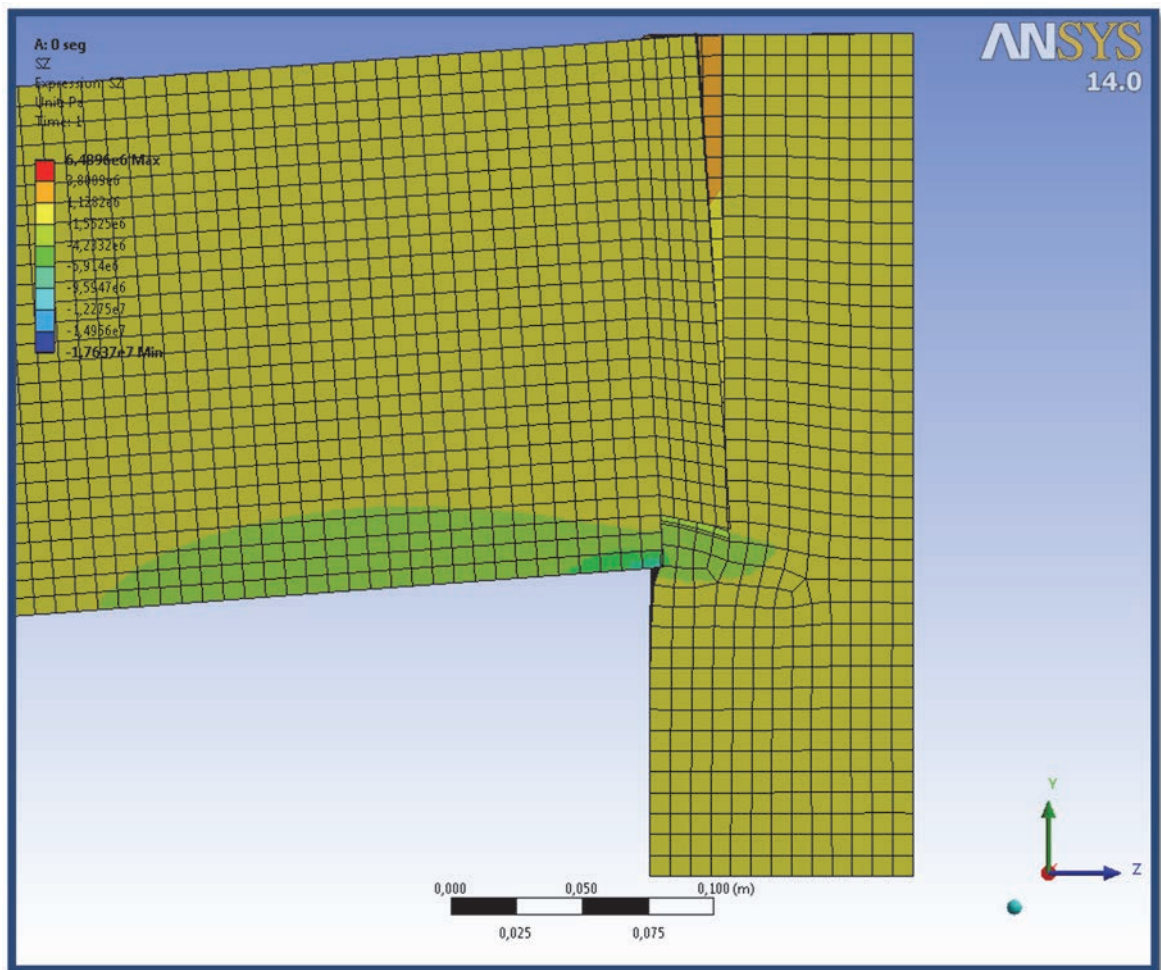


Figura 5.57. Tensiones en el eje Z, mapeadas sobre el modelo deformado, para el caso M6

La Figura 5.57 muestra, sobre el modelo deformado, las tensiones en el eje Z global del modelo, en una vista tomada de un corte longitudinal de la vigueta. Se puede ver que dichas tensiones alcanzan valores elevados en los elementos de la zona de debajo de la testa de la vigueta, y debajo de la mortaja de la viga; y en la zona superior de los flancos de la mortaja por el efecto “tirón” de la espiga al intentar alejarse de la viga por el giro comentado anteriormente. Esta tensión producida entre el flanco de la espiga, queriendo tirar hacia fuera, y los bordes de la mortaja en esa misma zona queriendo retenerla, lo que provoca que los valores máximos de Tsai Wu se localicen en la zona superior lateral de la espiga.

En su tesis doctoral, A. Soilán localiza los valores máximos del índice de rotura de Tsai Wu en la zona de entalladura de la espiga y en la zona de transición hacia la parte curva de la espiga. En este trabajo los máximos se localizan, en cambio, siempre en la zona superior, no siendo tan elevados en la zona de transición hacia la parte curva de la espiga. Para intentar explicar el porqué de esto, se lanzaron casos de modelos mecánicos de elementos finitos a temperatura ambiente con las geometrías anteriores pero una longitud de vigueta inferior, de un metro solamente. Al ser la vigueta tan corta, la carga sobre ella no produce tanto efecto de giro en su

Resultados y discusión

testa, sino más bien un hundimiento vertical, es decir, un desplazamiento negativo en su eje Y. En ese caso, al no haber efecto giro (ver Figura 5.58), no hay “tirón hacia fuera” de la espiga, y no hay concentración de tensiones en la zona superior de los flancos de la mortaja, ni en la zona inferior de la testa de la vigueta.

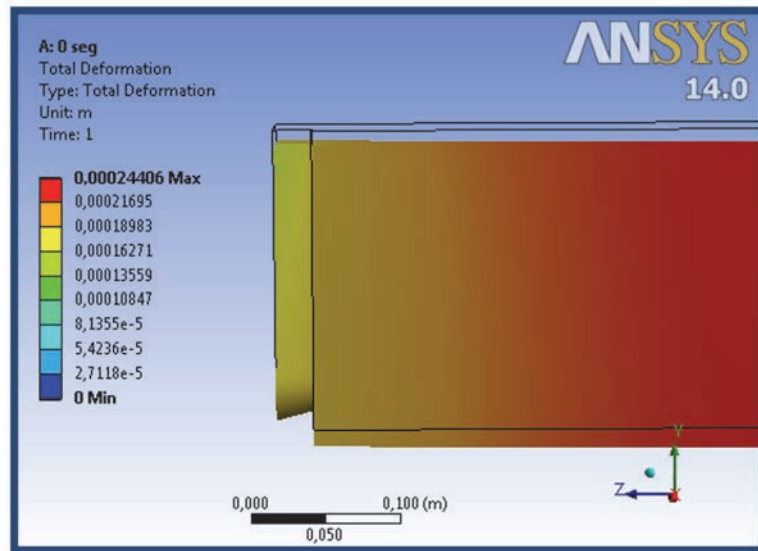


Figura 5.58. Mínimo efecto de giro en la espiga en caso de que la vigueta sea corta

Con esta longitud de vigueta, el máximo valor del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu se ubica en la zona inferior del flanco de la espiga, donde deja de ser recta y empieza a curvarse (Figura 5.59).

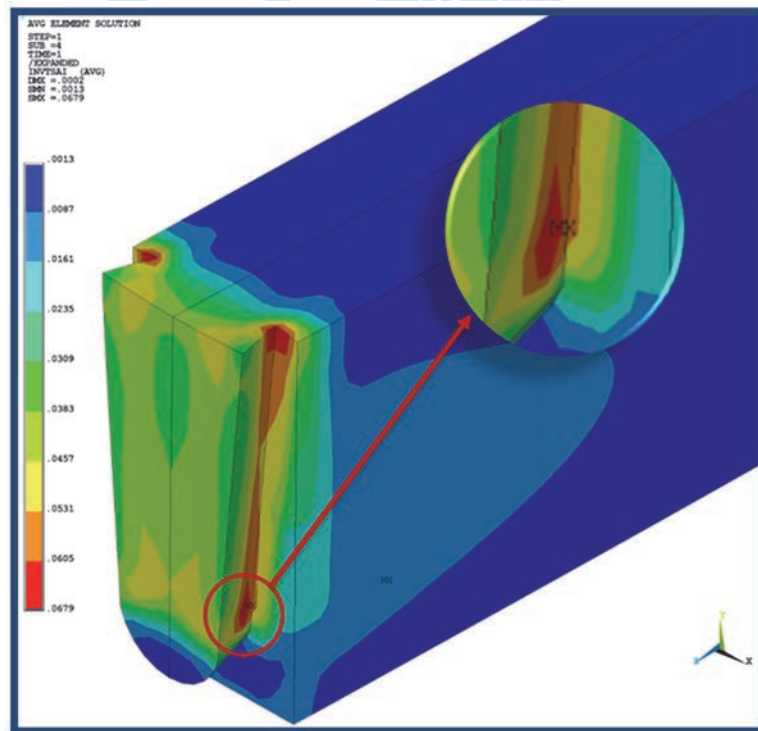


Figura 5.59. Distribución en la vigueta del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu para el caso de vigueta de 1 m de longitud

Resultados y discusión

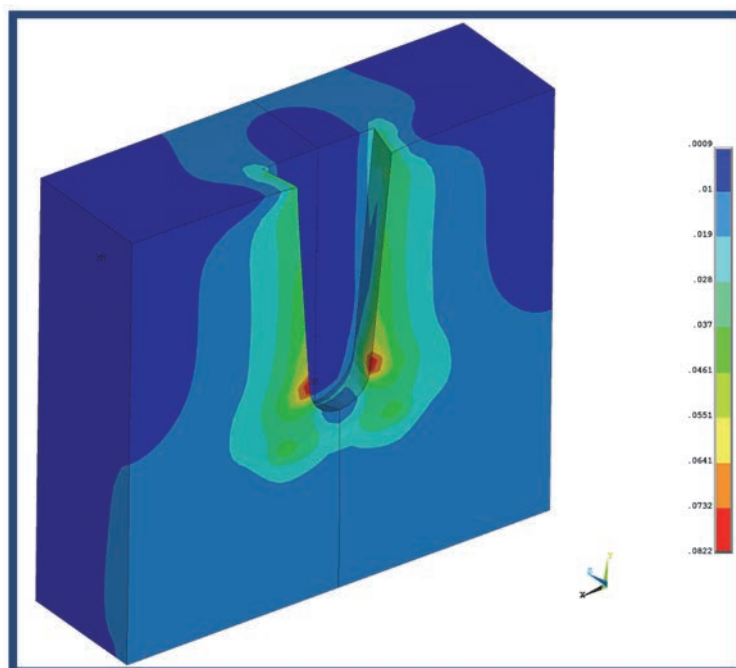


Figura 5.60. Distribución en la viga del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu para el caso de vigueta de 1 m de longitud

En su tesis doctoral A. Soilán evalúa viguetas de 2, 3 y 4,2 m de longitud, y en todas ellas el máximo valor del índice de Tsai Wu se localiza en la zona inferior de los flancos de la espiga, donde esta empieza a curvarse. No obstante, en los modelos con vigueta de 4,2 m hay muy poca diferencia en el valor del índice en esa zona y el valor en la zona superior, donde se refiere el máximo en este trabajo. Probablemente el mayor refinamiento del mallado del presente modelo y, en definitiva la diferente metodología en la construcción del mismo, motive esta diferencia.

Modelos mecánicos de elementos finitos en situación de incendio (modelos termo-mecánicos)

El elevado número de casos simulados dificulta el ofrecer una visión global de los resultados obtenidos, por lo que resulta conveniente agrupar los mismos en función del resultado considerado y de elementos comunes en los casos considerados.

Valores máximos de temperatura y del índice de rotura según Tsai Wu a lo largo del tiempo de incendio

En primer lugar se exponen los resultados del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu. Las tablas siguientes (Tabla 5.18 a Tabla 5.32) ofrecen dichos resultados, agrupándolos en función del tiempo de incendio y del subconjunto de elementos considerados en función de la temperatura que han alcanzado. Con esa agrupación, cada fila de cada tabla representa un caso térmico, ya que lo único que varía en cada una de ellas es su geometría y la existencia o no de cargas térmicas en las caras interiores de la unión.

Resultados y discusión

Cada una de las columnas representa lo siguiente:

Caso = código identificador del caso según la codificación de la modelización térmica.

Mod = tipo de modelo de carga en las caras internas de la unión (A = caras totalmente protegidas, no hay carga térmica; B = caras semiprotegidas, hay cierta carga térmica).

BTEST = relación entre el ancho de la espiga en su parte superior en el plano de la testa de la vigueta (BTESTASUP) y el ancho de la vigueta (B), es decir, $BTEST = BTESTASUP / B$.

ALTESP = ALTESPIGA, es decir, la relación entre la altura de la espiga y la altura de la vigueta.

K = ángulo entre la zona recta de los flancos de la espiga, en la zona en la que estos son rectos.

TW máx. vigueta = valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la vigueta.

TW máx. espiga = valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la espiga.

TW máx. viga = valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la viga.

TW máx. mortaja = valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu en la mortaja.

Cuando se consideran todos los elementos, con independencia de la temperatura a la que se encuentren, es de interés conocer también la temperatura máxima alcanzada en cada elemento del modelo. No así en los demás casos, ya que la temperatura máxima de los componentes se está restringiendo por el propio diseño del modelo, que restringe la temperatura máxima de los elementos.

Considerando todos los elementos

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K (°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	600	73343293,70	0,67	55727613,84	55727613,84
T03	A	0,75	0,6	22,5	600	72630021,66	0,66	63052757,28	63052757,28
T04	A	0,75	0,7	20	600	61659260,10	0,66	70202719,08	70202719,08
T05	A	0,75	0,8	17,5	600	72536370,04	0,69	55775287,90	55775287,90
T06	A	0,75	0,9	9,5	600	79769039,18	0,77	98847572,65	98847572,65
T07	A	0,75	0,9	15	600	86615466,22	0,71	119321079,16	119321079,16
T09	B	0,75	0,5	27,5	600	104460341,50	1,16	58150078,51	58150078,51
T11	B	0,75	0,6	22,5	600	103010788,45	1,17	52225681,95	52225681,95
T12	B	0,75	0,7	20	600	103936449,64	1,20	66228410,45	66228410,45
T13	B	0,75	0,8	17,5	600	109007416,95	1,22	51697642,91	51697642,91
T14	B	0,75	0,9	9,5	600	100294137,37	1,29	112168038,53	112168038,53
T15	B	0,75	0,9	15	600	116956151,43	1,28	135635251,04	135635251,04

Tabla 5.18. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando todos los elementos con independencia de la temperatura a la que se encuentren

Resultados y discusión

Los resultados elevadísimos del índice de rotura de Tsai Wu en vigueta y viga se deben a que esos dos componentes están en contacto directo con el aire, recibiendo ataque térmico directo. Por tanto, sus elementos más superficiales estarán a temperaturas muy elevadas, lo que provoca que tengan unas propiedades resistentes bajísimas, propias del material carbonizado. La mortaja también tiene algún elemento superficial en contacto directo con el aire, por lo que también alcanza temperaturas muy elevadas y consecuentemente valores del índice de Tsai Wu muy altos. En cambio, la espiga al estar protegida totalmente (modelos A) o parcialmente (modelos B) del ataque térmico, alcanza temperaturas menores y por tanto valores de Tsai Wu menores también (inferiores a la unidad en modelos A y ligeramente superiores en modelos B). La Figura 5.61 compara los resultados de Tsai Wu en la espiga en dos geometrías iguales (concretamente la que posee el valor más bajo del índice de rotura) pero con diferente tipo de carga térmica.

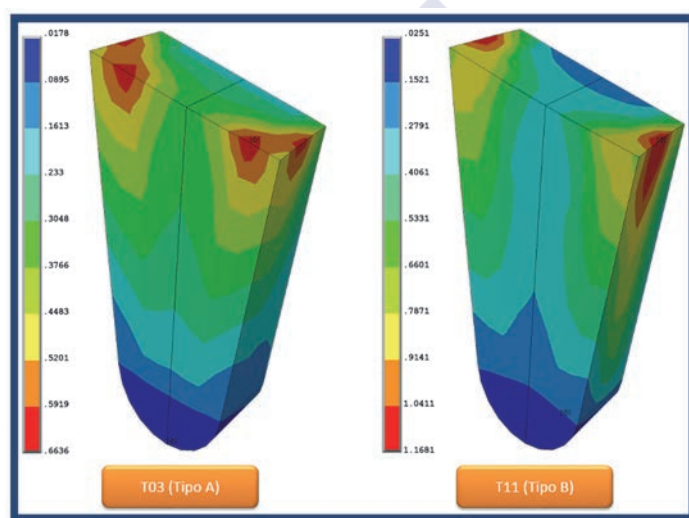


Figura 5.61. Valores de Tsai Wu en la espiga a los 600 segundos de incendio y considerando todos los elementos en los casos térmicos T03 y T11

Las temperaturas máximas en cada componente son las mostradas en la Tabla 5.19.

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K (°)	t (s)	T máx.vigueta (°C)	T máx. espiga (°C)	T máx. viga (°C)	T máx. mortaja (°C)
T01	A	0,75	0,5	27,5	600	631,6	79,9	623,6	438,3
T03	A	0,75	0,6	22,5	600	631,6	81,7	623,6	434,6
T04	A	0,75	0,7	20	600	632,2	83,8	623,0	432,8
T05	A	0,75	0,8	17,5	600	630,8	83,6	623,7	427,8
T06	A	0,75	0,9	9,5	600	629,5	83,4	623,0	444,9
T07	A	0,75	0,9	15	600	626,8	82,0	622,9	430,8
T09	B	0,75	0,5	27,5	600	640,0	173,4	623,6	447,9
T11	B	0,75	0,6	22,5	600	636,6	146,2	623,6	443,8
T12	B	0,75	0,7	20	600	638,1	147,8	623,0	433,8
T13	B	0,75	0,8	17,5	600	639,2	146,3	623,7	436,5
T14	B	0,75	0,9	9,5	600	637,3	139,1	623,0	452,4
T15	B	0,75	0,9	15	600	637,3	142,0	622,9	443,8

Tabla 5.19. Temperaturas máximas alcanzadas en cada componente a los 600 segundos de incendio

Resulta evidente, a la vista de las temperaturas de la Tabla 5.19, el efecto de protección sobre sí misma que la unión de cola milano tiene frente a ataques térmicos. La temperatura

Resultados y discusión

alcanzada en la espiga es muy inferior a la alcanzada en los demás componentes. En la mortaja, el efecto de protección es también evidente en la zona más interior de la misma, protegida por la testa de la vigueta, pero los elementos más periféricos del componente comienzan a ver su temperatura incrementada (ver Figura 5.62). La diferencia es también evidente entre los modelos tipo A y los tipo B. No obstante, las diferentes geometrías consideradas no muestran grandes variaciones entre sí.

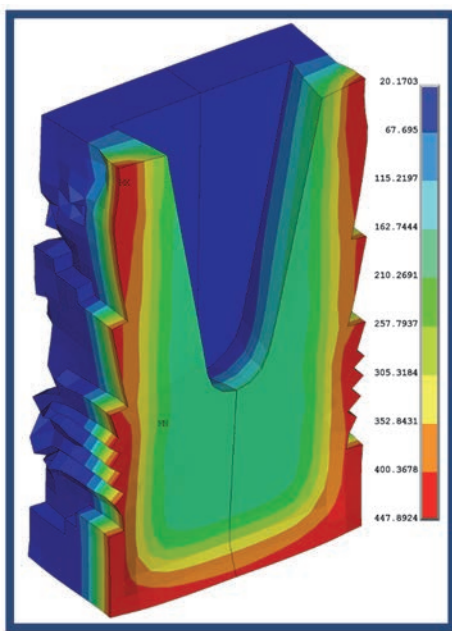


Figura 5.62. Temperatura alcanzada en la mortaja tras 600 segundos de incendio, para el caso térmico T09 y considerando los elementos con independencia de su temperatura alcanzada

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K (°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1200	81316181,98	1,11	56396079,69	56396079,69
T03	A	0,75	0,6	22,5	1200	82041880,74	1,10	64050174,59	64050174,59
T04	A	0,75	0,7	20	1200	70856888,14	1,12	97990236,94	97990236,94
T05	A	0,75	0,8	17,5	1200	88695139,13	1,17	62632833,08	62632833,08
T06	A	0,75	0,9	9,5	1200	123897612,03	1,40	140783288,49	140783288,5
T07	A	0,75	0,9	15	1200	112398946,45	1,26	105153393,69	105153393,69
T09	B	0,75	0,5	27,5	1200	113447600,46	19468628,26	66702485,17	66702485,17
T11	B	0,75	0,6	22,5	1200	112196532,26	1,88	66260414,07	66260414,07
T12	B	0,75	0,7	20	1200	90366157,95	1,91	124070986,78	124070986,78
T13	B	0,75	0,8	17,5	1200	115212456,30	2,03	88014614,13	88014614,13
T14	B	0,75	0,9	9,5	1200	139148881,73	25525364,63	121164660,39	121164660,39
T15	B	0,75	0,9	15	1200	157062734,99	2,18	132631007,50	132631007,50

Tabla 5.20. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando todos los elementos con independencia de la temperatura a la que se encuentren

Resultados y discusión

Y las temperaturas máximas alcanzadas son las mostradas en la Tabla 5.21

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K(°)	t (s)	T máx. vigueta (°C)	T máx. espiga (°C)	T máx. viga (°C)	T máx. mortaja (°C)
T01	A	0,75	0,5	27,5	1200	765,7	159,7	764,8	673,9
T03	A	0,75	0,6	22,5	1200	765,7	162,2	764,8	673,4
T04	A	0,75	0,7	20	1200	765,9	168,7	764,6	682,1
T05	A	0,75	0,8	17,5	1200	765,5	167,3	764,9	663,0
T06	A	0,75	0,9	9,5	1200	765,9	168,4	764,6	673,0
T07	A	0,75	0,9	15	1200	765,5	165,3	764,6	671,5
T09	B	0,75	0,5	27,5	1200	766,6	209,2	764,8	679,8
T11	B	0,75	0,6	22,5	1200	766,6	211,3	764,8	679,5
T12	B	0,75	0,7	20	1200	766,7	210,4	764,6	685,9
T13	B	0,75	0,8	17,5	1200	766,3	211,1	764,9	671,9
T14	B	0,75	0,9	9,5	1200	766,3	206,2	764,6	680,3
T15	B	0,75	0,9	15	1200	765,9	205,0	764,6	678,7

Tabla 5.21. Temperaturas máximas alcanzadas en cada componente a los 1200 segundos de incendio

Tras 20 minutos de incendio, algunas geometrías comienzan a mostrar valores elevadísimos de Tsai Wu incluso en la espiga. Estos valores máximos suceden en zonas donde la temperatura es ya considerable, como se puede ver en la Figura 5.63 y la Figura 5.64 que representan la espiga del caso T09 a los 600 segundos de incendio, donde temperaturas de 209 °C en los flancos de la espiga provocan valores del índice de rotura de $0,195 \cdot 10^8$.

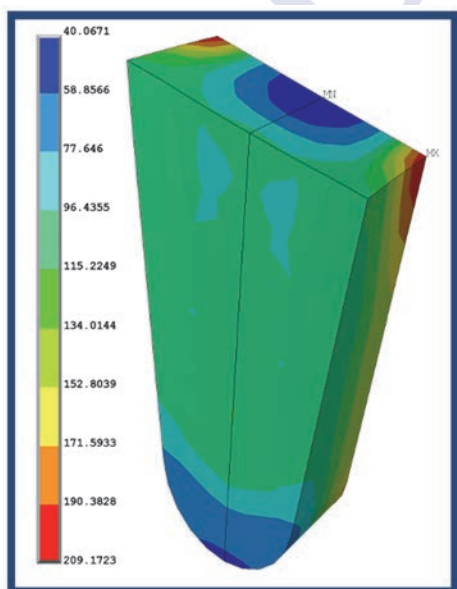


Figura 5.63. Temperaturas espiga T09 a los 1200 segundos y con elementos de cualquier temperatura

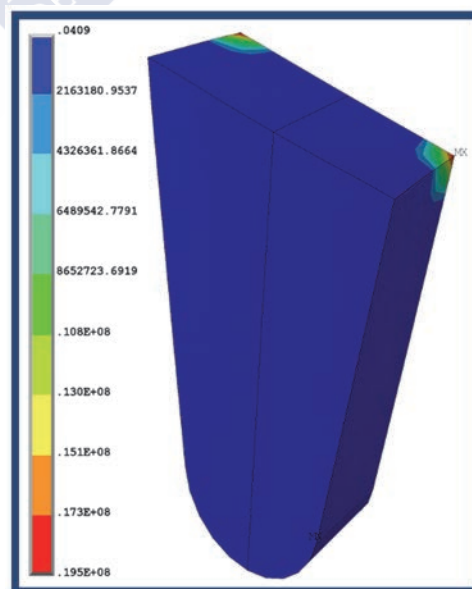


Figura 5.64. Tsai Wu espiga T09 a los 1200 segundos y con elementos de cualquier temperatura

Resultados y discusión

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K(°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1800	122862450,10	28304529,13	69655531,38	69655531,38
T02	A	0,5	0,5	12,5	1800	104302217,66	1,97	215519785,81	215519785,81
T03	A	0,75	0,6	22,5	1800	121006801,51	22612428,27	77932418,39	77932418,39
T04	A	0,75	0,7	20	1800	95871036,99	26449274,80	204917330,44	204917330,44
T05	A	0,75	0,8	17,5	1800	128125605,73	27757143,14	100425355,20	100425355,2
T06	A	0,75	0,9	9,5	1800	175660056,65	20246685,04	183530045,35	183530045,3
T07	A	0,75	0,9	15	1800	189974874,56	16273238,00	263004342,96	263004342,96
T08	B	0,5	0,9	7,5	1800	155198714,43	2,35	158767517,95	158767517,95
T09	B	0,75	0,5	27,5	1800	166428756,10	43990814,03	183366648,74	183366648,74
T10	B	0,5	0,5	12,5	1800	142168918,01	3,49	86880931,90	86880931,90
T11	B	0,75	0,6	22,5	1800	164298383,74	42357181,45	196872125,04	196872125,04
T12	B	0,75	0,7	20	1800	129814914,88	42392643,65	93971713,64	93971713,64
T13	B	0,75	0,8	17,5	1800	177047316,9	45441136,57	132162394,6	132162394,59
T14	B	0,75	0,9	9,5	1800	197343722,90	55994002,18	267214945,30	267214945,30
T15	B	0,75	0,9	15	1800	233128258,48	39849057,98	326523698,57	326523698,57
T16	B	0,5	0,9	7,5	1800	192988359,65	3,91	218232033,52	218232033,52

Tabla 5.22. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando todos los elementos con independencia de la temperatura a la que se encuentren

Y las temperaturas máximas alcanzadas (Tabla 5.23).

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K (°)	t (s)	T máx. vigueta (°C)	T máx. espiga (°C)	T máx. viga (°C)	T máx. mortaja (°C)
T01	A	0,75	0,5	27,5	1800	833,2	297,4	832,5	760,6
T02	A	0,5	0,5	12,5	1800	833,2	108,6	832,4	760,3
T03	A	0,75	0,6	22,5	1800	833,2	307,0	832,5	760,7
T04	A	0,75	0,7	20	1800	833,2	321,4	832,4	763,8
T05	A	0,75	0,8	17,5	1800	833,1	319,4	832,5	755,9
T06	A	0,75	0,9	9,5	1800	833,0	319,4	832,4	764,3
T07	A	0,75	0,9	15	1800	832,9	310,0	832,4	760,9
T08	B	0,5	0,9	7,5	1800	832,9	130,5	832,4	761,9
T09	B	0,75	0,5	27,5	1800	833,4	369,1	832,5	760,8
T10	B	0,5	0,5	12,5	1800	833,4	172,2	832,4	760,5
T11	B	0,75	0,6	22,5	1800	833,4	385,8	832,5	760,9
T12	B	0,75	0,7	20	1800	833,4	388,9	832,4	763,9
T13	B	0,75	0,8	17,5	1800	833,2	391,9	832,5	757,3
T14	B	0,75	0,9	9,5	1800	833,1	381,9	832,4	764,9
T15	B	0,75	0,9	15	1800	832,9	380,6	832,4	761,1
T16	B	0,5	0,9	7,5	1800	832,9	181,7	832,4	762,1

Tabla 5.23. Temperaturas máximas alcanzadas en cada componente a los 1800 segundos de incendio

Se puede comprobar que en la viga y en la vigueta se alcanza casi la temperatura del aire que las envuelve (841 °C, que es la determinada por la curva normalizada tiempo-temperatura indicada en la norma ISO 834), mientras que en la mortaja hay cierto grado de protección brindado por la testa de la vigueta, alcanzándose temperaturas algo inferiores. Mientras tanto, la espiga de la unión alcanza temperaturas notablemente inferiores debido a la protección producida por la propia testa de la vigueta y por la mortaja. Incluso en los modelos que consideran que la espiga está parcialmente expuesta a cargas térmicas (modelos tipo B) se observa esta protección.

Resultados y discusión

Resulta especialmente interesante comprobar que las geometrías con un ancho de espiga inferior ($B_{TEST} = 0,5$) alcanzan la mitad de temperatura máxima, o menos incluso, que las de ancho superior. En la Figura 5.65 se muestra como una espiga de $B_{TEST} = 0,5$ alcanza una temperatura de $109\text{ }^{\circ}\text{C}$ frente a los $297\text{ }^{\circ}\text{C}$ de una espiga de $B_{TEST} = 0,75$ e igual altura. Esto se cumple incluso en las uniones consideradas semiexpuestas a cargas térmicas (modelos tipo B).

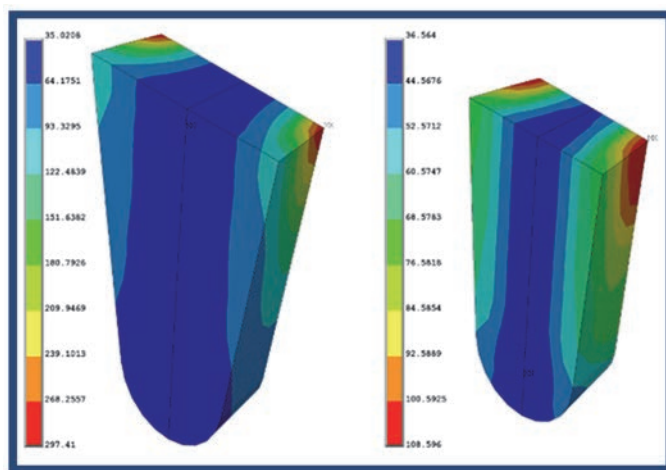


Figura 5.65. Comparativa de la temperatura alcanzada tras 1800 segundos de incendio en una espiga de 75 mm de ancho (izquierda) respecto a otra de 50 mm de ancho (derecha)

No obstante, como se vio anteriormente, la temperatura en el centro de la espiga es bastante similar entre los casos de igual modelo de carga térmica (A o B).

Considerando los elementos de temperatura inferior a $300\text{ }^{\circ}\text{C}$

Eliminar del modelo los elementos de temperatura superior a $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ implica eliminar la capa carbonizada, y que entren en consideración los elementos que aún son madera y no se han carbonizado

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K($^{\circ}$)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	600	19486896,78	0,67	55727613,84	55727613,84
T03	A	0,75	0,6	22,5	600	29760154,80	0,66	63052757,28	63052757,28
T04	A	0,75	0,7	20	600	24430842,15	0,66	70202719,08	70202719,08
T05	A	0,75	0,8	17,5	600	22449552,27	0,69	55775287,90	55775287,90
T06	A	0,75	0,9	9,5	600	25718575,72	0,77	98847572,65	98847572,65
T07	A	0,75	0,9	15	600	31104361,11	0,71	119321079,16	119321079,16
T09	B	0,75	0,5	27,5	600	41696663,91	1,16	58150078,51	58150078,51
T11	B	0,75	0,6	22,5	600	56950078,80	1,17	52225681,95	52225681,95
T12	B	0,75	0,7	20	600	32693290,61	1,20	66228410,45	66228410,45
T13	B	0,75	0,8	17,5	600	57861139,15	1,22	51697642,91	51697642,91
T14	B	0,75	0,9	9,5	600	46776533,87	1,29	112168038,53	112168038,53
T15	B	0,75	0,9	15	600	44992018,11	1,28	135635251,04	135635251,04

Tabla 5.24. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a $300\text{ }^{\circ}\text{C}$

Resultados y discusión

Los resultados de la Tabla 5.24 son muy similares a los de la Tabla 5.18, observándose valores de Tsai Wu mínimos en la espiga, y dentro de esta, sólo inferiores a la unidad para las geometrías del modelo A respecto al B. En los otros tres componentes los valores son muy elevados.

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K (°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1200	48204439,80	1,11	56396079,69	56396079,69
T03	A	0,75	0,6	22,5	1200	52180996,54	1,10	64050174,59	64050174,59
T04	A	0,75	0,7	20	1200	36124947,63	1,12	97990236,94	97990236,94
T05	A	0,75	0,8	17,5	1200	61621507,79	1,17	62632833,08	62632833,08
T06	A	0,75	0,9	9,5	1200	59541171,01	1,40	140783288,49	140783288,5
T07	A	0,75	0,9	15	1200	40518611,76	1,26	105153393,69	105153393,69
T09	B	0,75	0,5	27,5	1200	43510501,57	19468628,26	66702485,17	66702485,17
T11	B	0,75	0,6	22,5	1200	46622772,65	1,88	66260414,07	66260414,07
T12	B	0,75	0,7	20	1200	31846276,86	1,91	124070986,78	124070986,78
T13	B	0,75	0,8	17,5	1200	64682941,43	2,03	88014614,13	88014614,13
T14	B	0,75	0,9	9,5	1200	61882580,13	25525364,63	121164660,39	121164660,39
T15	B	0,75	0,9	15	1200	38654376,90	2,18	120202171,03	120202171,03

Tabla 5.25. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 300 °C

La tendencia es la misma que la mostrada en los casos que consideran todos los elementos con independencia de su temperatura.

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K (°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1800	65310563,21	28304529,13	69655531,38	69655531,38
T02	A	0,5	0,5	12,5	1800	69604343,47	1,97	215519785,81	215519785,81
T03	A	0,75	0,6	22,5	1800	74289553,99	22612428,27	73010609,12	73010609,12
T04	A	0,75	0,7	20	1800	58392625,78	18103396,42	204917330,44	204917330,44
T05	A	0,75	0,8	17,5	1800	101483877,24	20685545,38	92844593,27	92844593,27
T06	A	0,75	0,9	9,5	1800	65251147,79	20246685,04	183530045,35	183530045,3
T07	A	0,75	0,9	15	1800	61515669,73	16273238,00	263004342,96	263004342,96
T08	A	0,5	0,9	7,5	1800	117751151,59	2,35	158767517,95	158767517,95
T09	B	0,75	0,5	27,5	1800	63365863,28	43990814,03	183366648,74	183366648,74
T10	B	0,5	0,5	12,5	1800	53259422,98	3,49	86880931,90	86880931,90
T11	B	0,75	0,6	22,5	1800	55558665,91	42357181,45	196872125,04	196872125,04
T12	B	0,75	0,7	20	1800	64052921,61	25086840,55	93971713,64	93971713,64
T13	B	0,75	0,8	17,5	1800	58601431,9	22630274,99	132162394,6	132162394,59
T14	B	0,75	0,9	9,5	1800	61695770,78	33368112,08	267214945,30	267214945,30
T15	B	0,75	0,9	15	1800	57538186,03	22090665,64	326523698,57	326523698,57
T16	B	0,5	0,9	7,5	1800	90580964,94	3,91	218232033,52	218232033,52

Tabla 5.26. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 300 °C

Resultados y discusión

Al igual que en los otros puntos temporales analizados, considerar los elementos de temperatura inferior a 300 °C arroja resultados similares a los obtenidos considerando todos los elementos con independencia de la temperatura a la que se encuentren.

Considerando los elementos de temperatura inferior a 100 °C

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K(°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	600	97,35	0,67	0,67	2,67
T03	A	0,75	0,6	22,5	600	98,97	0,66	0,66	2,60
T04	A	0,75	0,7	20	600	99,96	0,66	0,66	2,19
T05	A	0,75	0,8	17,5	600	99,99	0,69	0,69	2,67
T06	A	0,75	0,9	9,5	600	99,96	0,77	0,77	3,32
T07	A	0,75	0,9	15	600	99,12	0,71	0,71	2,66
T09	B	0,75	0,5	27,5	600	99,9971637	1,08	1,08	2,30
T11	B	0,75	0,6	22,5	600	99,9411975	1,07	1,07	1,86
T12	B	0,75	0,7	20	600	99,9924949	1,11	1,11	2,34
T13	B	0,75	0,8	17,5	600	99,9850134	1,12	1,12	1,81
T14	B	0,75	0,9	9,5	600	99,9792324	1,23	1,23	1,98
T15	B	0,75	0,9	15	600	99,9072464	1,18	1,18	2,29

Tabla 5.27. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 100 °C.

En el caso de tener en cuenta sólo los elementos de temperatura inferior a 100 °C (Tabla 5.27), se obtienen valores mucho más bajos que en el caso de considerar los que están por debajo de 300 °C en vigueta, viga y mortaja, siendo la reducción inferior en la espiga. No obstante, la lectura de los datos sigue siendo la misma que en las tablas anteriores: protección en la espiga, diferencia de valores en caso de considerar la unión protegida o no, y poca variación en función de la geometría.

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K(°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1200	1,11	1,11	3,80	3,80
T03	A	0,75	0,6	22,5	1200	1,10	1,10	3,62	3,62
T04	A	0,75	0,7	20	1200	1,12	1,12	3,14	3,14
T05	A	0,75	0,8	17,5	1200	1,17	1,17	3,80	3,80
T06	A	0,75	0,9	9,5	1200	1,40	1,40	6,02	6,02
T07	A	0,75	0,9	15	1200	1,26	1,26	4,81	4,81
T09	B	0,75	0,5	27,5	1200	1,38	1,38	2,05	2,05
T11	B	0,75	0,6	22,5	1200	1,33	1,33	1,99	1,99
T12	B	0,75	0,7	20	1200	1,27	1,27	2,73	2,73
T13	B	0,75	0,8	17,5	1200	1,33	1,33	3,69	3,69
T14	B	0,75	0,9	9,5	1200	1,55	1,55	2,77	2,77
T15	B	0,75	0,9	15	1200	1,41	1,41	3,08	3,08

Tabla 5.28. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 100 °C

Resultados y discusión

A los 1200 segundos, considerar elementos de hasta 100 °C provoca que los valores de Tsai Wu alcanzados sean más bajos que los alcanzados en elementos de hasta 300 °C. Esto es lógico al dejar de entrar en cálculo elementos de temperaturas muy elevadas. Véanse en ese sentido y a modo de ejemplo la Figura 5.66 y la Figura 5.67.

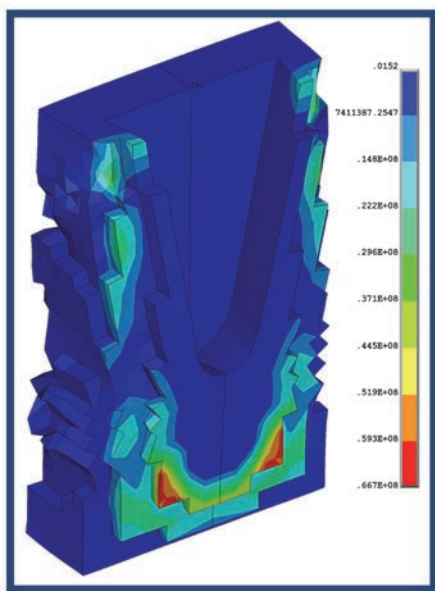


Figura 5.66. Tsai Wu en mortaja caso T09 a los 1200 s y para elementos de $T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$

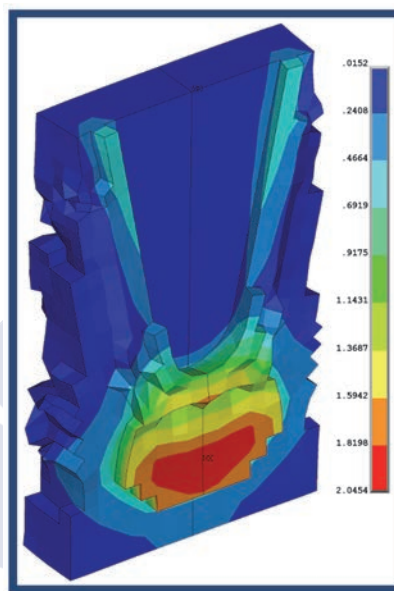


Figura 5.67. Tsai Wu en mortaja caso T09 a los 1200 s y para elementos de $T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K(°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1800	1,96	1,96	5,76	5,76
T02	A	0,5	0,5	12,5	1800	1,97	1,97	4,65	4,65
T03	A	0,75	0,6	22,5	1800	1,95	1,95	5,52	5,52
T04	A	0,75	0,7	20	1800	2,11	2,11	5,06	5,06
T05	A	0,75	0,8	17,5	1800	2,19	2,19	7,14	7,14
T06	A	0,75	0,9	9,5	1800	2,81	2,81	3,57	3,57
T07	A	0,75	0,9	15	1800	2,45	2,45	6,46	6,46
T08	A	0,5	0,9	7,5	1800	2,35	2,35	7,81	7,81
T09	B	0,75	0,5	27,5	1800	0,99	0,99	4,11	4,11
T10	B	0,5	0,5	12,5	1800	1,43	1,43	4,02	4,02
T11	B	0,75	0,6	22,5	1800	0,95	0,95	4,08	4,08
T12	B	0,75	0,7	20	1800	0,96	0,96	3,53	3,53
T13	B	0,75	0,8	17,5	1800	1,04	1,04	4,82	4,82
T14	B	0,75	0,9	9,5	1800	1,57	1,57	2,04	2,04
T15	B	0,75	0,9	15	1800	1,11	1,11	1,80	1,80
T16	B	0,5	0,9	7,5	1800	1,58	1,58	1,66	1,66

Tabla 5.29. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 100 °C

Se observa que los valores máximos de Tsai Wu de la vigueta están en todos los casos en la espiga, y los de la viga están siempre en la mortaja, por lo que los valores son coincidentes (ver Figura 5.68 y Figura 5.69)

Resultados y discusión

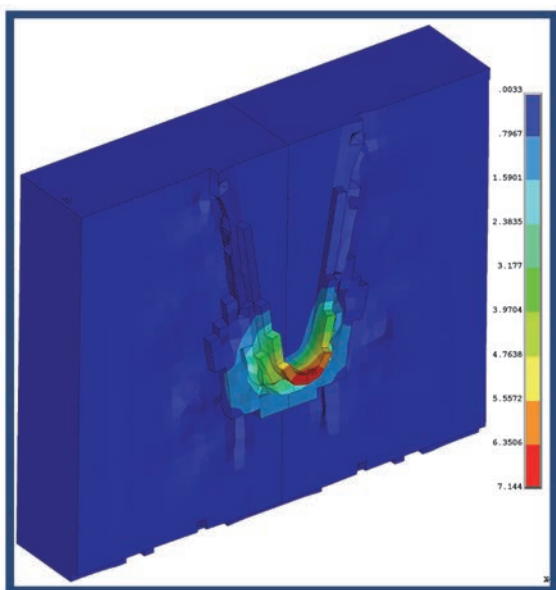


Figura 5.68. Tsai Wu en la viga, caso T05 tras 1800 s para los elementos de $T \leq 100$ °C

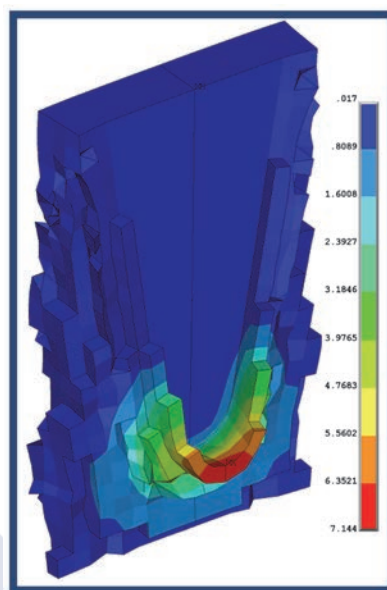


Figura 5.69. Tsai Wu en la mortaja, caso T05 tras 1800 s para los elementos de $T \leq 100$ °C

Considerando los elementos de temperatura inferior a 41 °C

Tener en cuenta en el modelo exclusivamente los elementos que no han alcanzado aún 41 °C implica considerar sólo aquellos elementos que conservan un 80 % de la resistencia que tenían a temperatura ambiente.

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP	K(°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	600	0,67	0,67	1,05	1,05
T03	A	0,75	0,6	22,5	600	0,66	0,66	1,04	1,04
T04	A	0,75	0,7	20	600	0,66	0,66	1,02	1,02
T05	A	0,75	0,8	17,5	600	0,69	0,69	1,12	1,12
T06	A	0,75	0,9	9,5	600	0,77	0,77	1,36	1,36
T07	A	0,75	0,9	15	600	0,71	0,71	1,25	1,25
T09	B	0,75	0,5	27,5	600	0,62	0,62	0,59	0,59
T11	B	0,75	0,6	22,5	600	0,80	0,80	0,59	0,59
T12	B	0,75	0,7	20	600	0,52	0,52	0,59	0,59
T13	B	0,75	0,8	17,5	600	0,78	0,78	0,97	0,97
T14	B	0,75	0,9	9,5	600	0,83	0,83	1,20	1,20
T15	B	0,75	0,9	15	600	0,79	0,79	0,81	0,81

Tabla 5.30. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 600 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 41 °C.

A los 10 minutos de incendio se empieza ya a confirmar que, incluso considerando los elementos que se encuentran a una temperatura poco elevada respecto a la ambiente, los índices de rotura por sí solos no son buenos parámetros para comprobar si una geometría es mejor que otra desde el punto de vista estructural en situación de incendio.

Resultados y discusión

Así, considerando sólo la madera que aún conserva un 80 % de la resistencia que tenía a temperatura ambiente, se tienen unos resultados (Tabla 5.30) en los que, los casos que han recibido una mayor carga térmica (los de tipo B), presentan menores índices de rotura en la viga que aquellos en los que las cargas térmicas fueron menores (tipo A), lo cual no tiene demasiada lógica. Tómese como ejemplo los casos T01 y T09, de idéntica geometría, a los 600 segundos de incendio y tomando el subconjunto de elementos de temperatura inferior a 41 °C. El modelo tipo A (Figura 5.70) presenta un índice de rotura de 1,05 en un elemento situado debajo de la mortaja. En cambio, el modelo tipo B de la misma geometría (Figura 5.71) presenta un índice de rotura menor, ya que el elemento finito que tenía el máximo índice en el modelo tipo A no está presente en este caso por poseer una temperatura superior a los 41 °C.

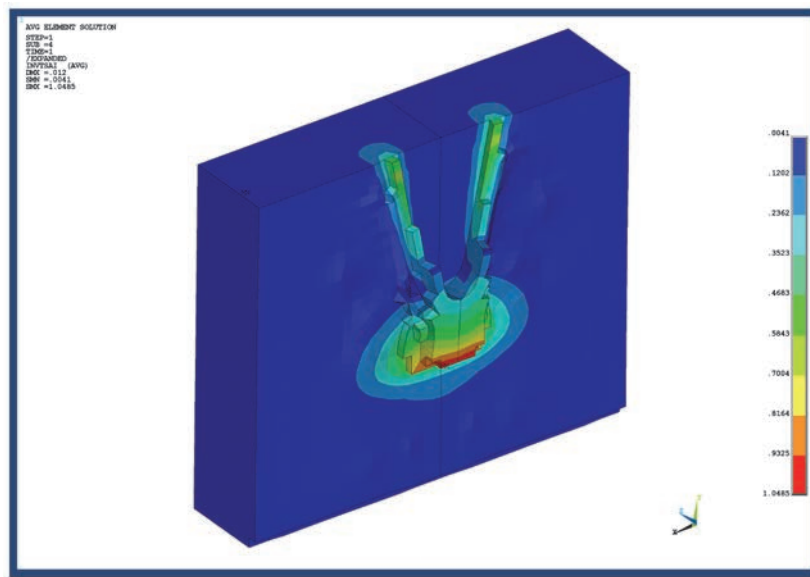


Figura 5.70. Índice máximo de rotura según Tsai Wu en la parte de la viga que está a menos de 41 °C a los 600 segundos de incendio según el modelo A de cargas térmicas

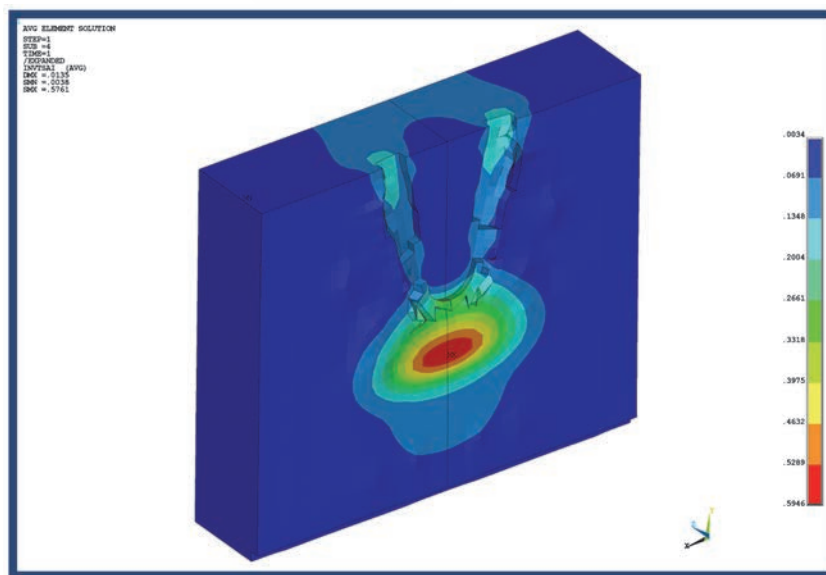


Figura 5.71. Índice máximo de rotura según Tsai Wu en la parte de la viga que está a menos de 41 °C a los 600 segundos de incendio según el modelo B de cargas térmicas

Resultados y discusión

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K (°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1200	0,65	0,65	1,33	1,33
T03	A	0,75	0,6	22,5	1200	0,64	0,64	1,30	1,30
T04	A	0,75	0,7	20	1200	0,63	0,63	1,23	1,23
T05	A	0,75	0,8	17,5	1200	0,65	0,65	1,58	1,58
T06	A	0,75	0,9	9,5	1200	0,75	0,75	0,92	0,92
T07	A	0,75	0,9	15	1200	0,69	0,69	1,06	1,06
T09	B	0,75	0,5	27,5	1200	0,36	0,29	0,70	0,70
T11	B	0,75	0,6	22,5	1200	0,35	0,29	0,69	0,69
T12	B	0,75	0,7	20	1200	0,35	0,29	0,66	0,66
T13	B	0,75	0,8	17,5	1200	0,36	0,29	0,67	0,67
T14	B	0,75	0,9	9,5	1200	0,37	0,35	0,36	0,36
T15	B	0,75	0,9	15	1200	0,37	0,32	0,50	0,50

Tabla 5.31. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1200 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 41 °C

Considerando los elementos de temperatura inferior a 41 °C, es decir, los que realmente aún se pueden considerar madera estructural, el índice de rotura a los 1200 segundos de incendio es inferior a la unidad en prácticamente todos los casos y para todos los componentes, excepto en la viga de los modelos térmicos tipo A, donde se obtienen valores superiores a la unidad debajo de la zona de mortaja, donde la testa de la vigueta comprime perpendicularmente a la fibra a la viga.

Debe tenerse en cuenta que, en algunos casos, considerar los elementos de temperatura inferior a 41 °C implica considerar muy pocos elementos, especialmente en los casos tipo B, donde la unión no está protegida del todo y la espiga ya alcanza temperaturas muy elevadas en este momento del incendio. La Figura 5.72 y la Figura 5.73 muestran a modo de ejemplo la espiga y parte de la vigueta en los casos T06 y T14, que poseen idéntica geometría. El T06 representa un caso tipo A, con la espiga protegida, por lo que tras 1200 segundos de incendio gran parte de la misma se encuentra a menos de 41 °C. En cambio, en el caso T14, tipo B, la espiga está semiexpuesta, por lo que de hecho es un foco de entrada de calor hacia el interior de la vigueta. Tras 1200 segundos de incendio, muy poco volumen de la espiga del modelo tipo B se mantiene a menos de 41 °C.

Esta reflexión llevó a considerar de interés el calcular qué porcentaje de cada componente iba manteniéndose por debajo de las temperaturas frontera que se vienen considerando en este trabajo (300, 100 y 41 °C) a lo largo de toda la duración del incendio.

Resultados y discusión

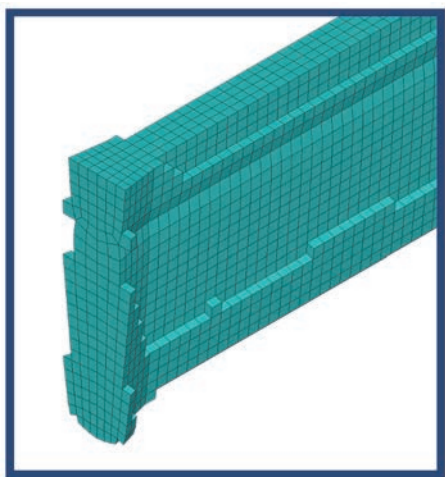


Figura 5.72. Elementos del caso T06 que no han alcanzado 41 °C tras 1200 minutos de incendio

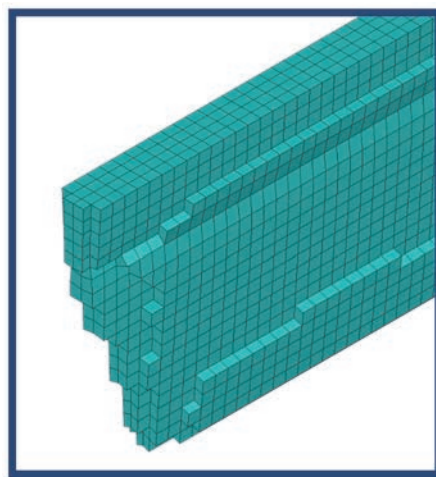


Figura 5.73. Elementos del caso T14 que no han alcanzado 41 °C tras 1200 minutos de incendio

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BTEST	ALTESP.	K(°)	t (s)	TW máx. vigueta	TW máx. espiga	TW máx. viga	TW máx. mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	1800	0,56	0,56	1,14	1,14
T02	A	0,5	0,5	12,5	1800	0,89	0,89	1,27	1,27
T03	A	0,75	0,6	22,5	1800	0,53	0,53	1,13	1,13
T04	A	0,75	0,7	20	1800	0,53	0,53	1,20	1,20
T05	A	0,75	0,8	17,5	1800	0,53	0,53	1,09	1,09
T06	A	0,75	0,9	9,5	1800	0,81	0,81	0,51	0,51
T07	A	0,75	0,9	15	1800	0,71	0,71	0,70	0,70
T08	A	0,5	0,9	7,5	1800	1,01	1,01	0,91	0,91
T09	B	0,75	0,5	27,5	1800	NO HAY	NO HAY	0,76	0,76
T10	B	0,5	0,5	12,5	1800	NO HAY	NO HAY	0,73	0,73
T11	B	0,75	0,6	22,5	1800	NO HAY	NO HAY	0,76	0,76
T12	B	0,75	0,7	20	1800	NO HAY	NO HAY	0,81	0,81
T13	B	0,75	0,8	17,5	1800	NO HAY	NO HAY	0,43	0,43
T14	B	0,75	0,9	9,5	1800	NO HAY	NO HAY	0,34	0,34
T15	B	0,75	0,9	15	1800	NO HAY	NO HAY	0,31	0,31
T16	B	0,5	0,9	7,5	1800	NO HAY	NO HAY	0,36	0,36

Tabla 5.32. Valores máximos de los índices de rotura de Tsai Wu a los 1800 segundos de incendio considerando los elementos cuya temperatura es inferior a 41 °C

En la Tabla 5.32 se observa que se indica que “NO HAY” valores máximos del índice de rotura según Tsai Wu para vigueta y para espiga en los modelos tipo B. Esto quiere decir que en los casos elaborados con los modelos tipo B no hay ningún elemento que tenga temperatura inferior a 41 °C, no siendo posible por tanto calcular el máximo del índice de rotura.

En los modelos tipo A los únicos elementos que se encuentran a temperatura inferior a 41° C son algunos de los situados en el centro de la espiga (ver Figura 5.74). Por ello, el valor del índice es el mismo para la espiga que para la vigueta, ya que los únicos elementos presentes en el componente espiga son algunos pertenecientes también al componente espiga.

Resultados y discusión

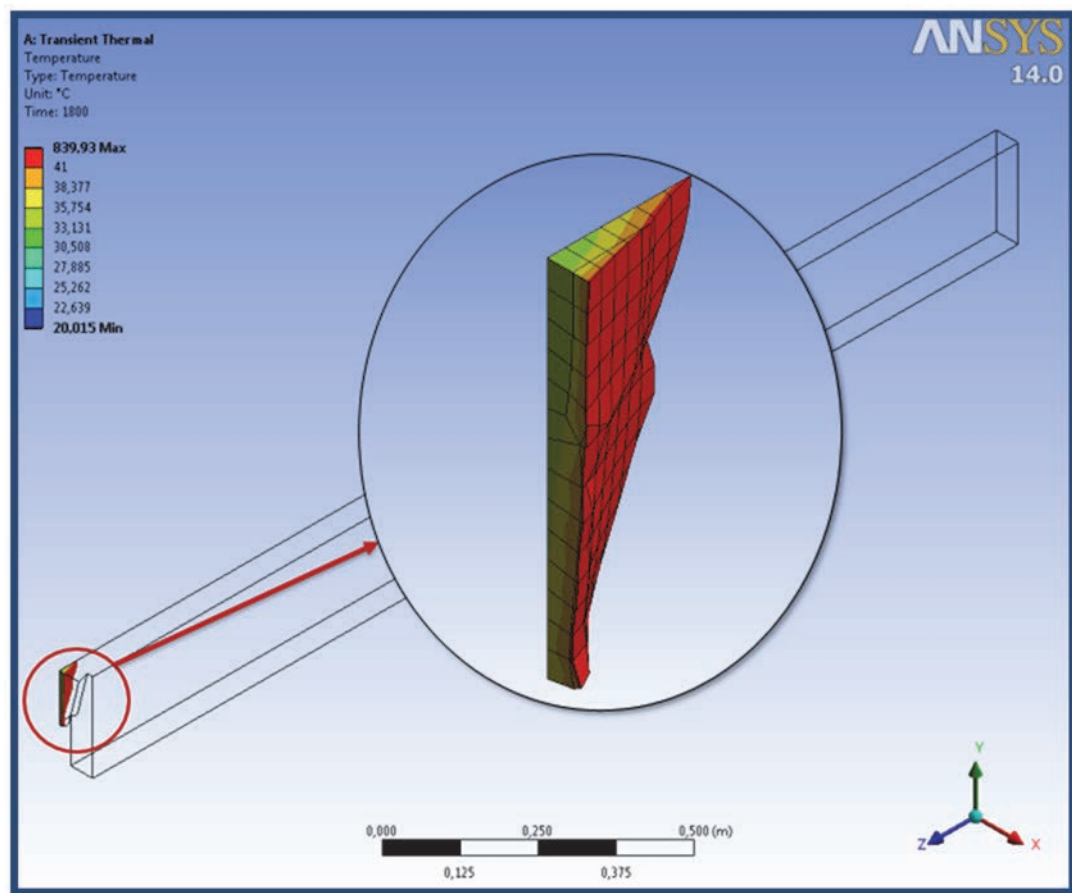


Figura 5.74. Elementos que no han alcanzado los 41 °C tras 1800 segundos de incendio en el caso T01

Representaciones gráficas de evolución en el tiempo de temperaturas e índices de rotura máximos

En este apartado se ofrecen las representaciones gráficas de los valores máximos de temperatura y de índice de rotura durante los 1800 segundos de incendio.

Los modelos tipo A (caras internas de la unión protegidas totalmente de acciones térmicas) se representan en tonos azules.

Los modelos tipo B (caras internas de la unión parcialmente expuestas a acciones térmicas) se representan en tonos rojos.

El valor inicial de temperatura es de 20 °C y el del índice de rotura de 0,5 para la vigueta y de 1 para la viga.

Para los casos en los que BTEST = 0,5 (T02, T08, T10, T16) sólo se obtuvieron resultados a los 1800 segundos, por lo que la representación gráfica resulta una línea recta entre los instantes $t = 0$ s y $t = 1800$ s.

Resultados y discusión

En la Figura 5.75 se representa a la evolución de la temperatura máxima de los distintos componentes a lo largo del tiempo (colores azules para los modelos tipo A y colores rojos para los modelos tipo B). Se observa que no hay apenas variación para los componentes directamente expuestos al fuego: la viga, la vigueta y la mortaja. En cambio, sí hay variación en el caso de la espiga. En ella hay cuatro tipos de evoluciones: las de los casos con carga térmica tipo B y con $BTEST = 0,75$ son los que alcanzan las temperaturas más elevadas, a continuación los casos con carga tipo A con $BTEST = 0,5$, y finalmente los dos grupos de modelos que tienen $BTEST = 0,5$. Estos últimos aparecen representados con una línea recta ya que tan solo se lanzaron casos para $t=0$ segundos (situación ordinaria) y para $t = 1800$ segundos. Por tanto, se corrobora que el ancho de la espiga es un factor que influye en la temperatura máxima de la espiga a lo largo del tiempo, cumpliéndose que a menor anchura menor temperatura, incluso en el caso de considerar la unión como semiexpuesta. Véase la Figura 5.76, en la que los valores menores de temperatura se dan en los dos casos de $BTEST = 0,5$.

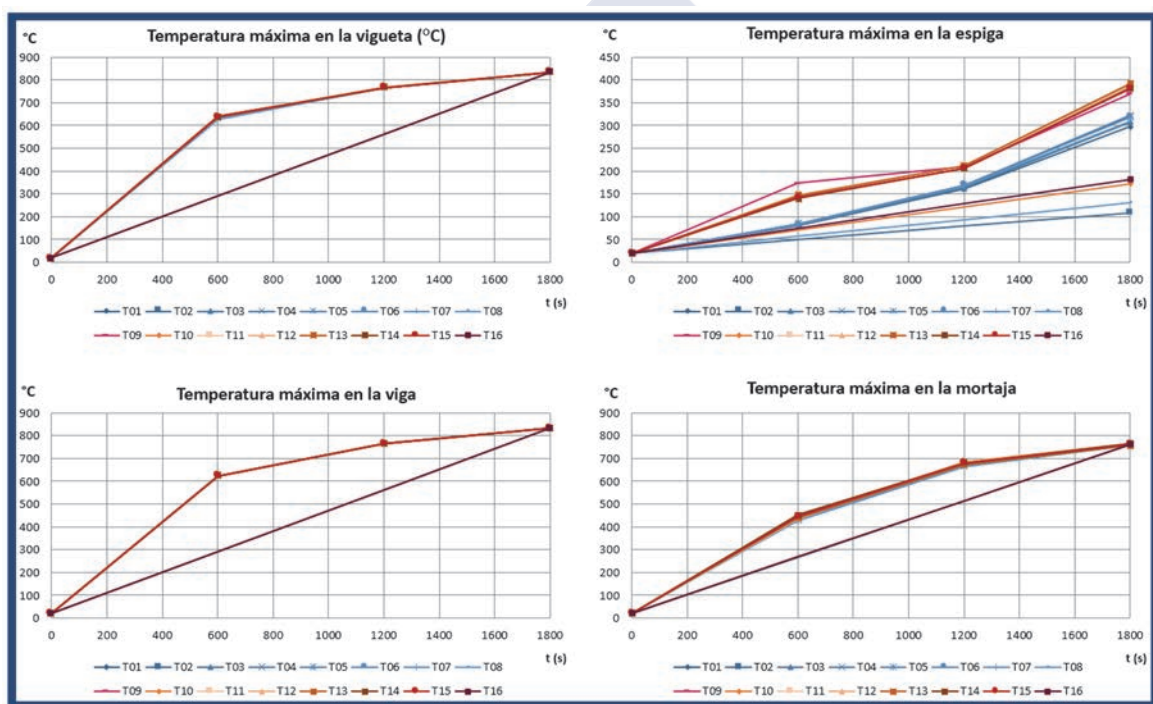


Figura 5.75. Evolución de la temperatura máxima en cada componente del modelo

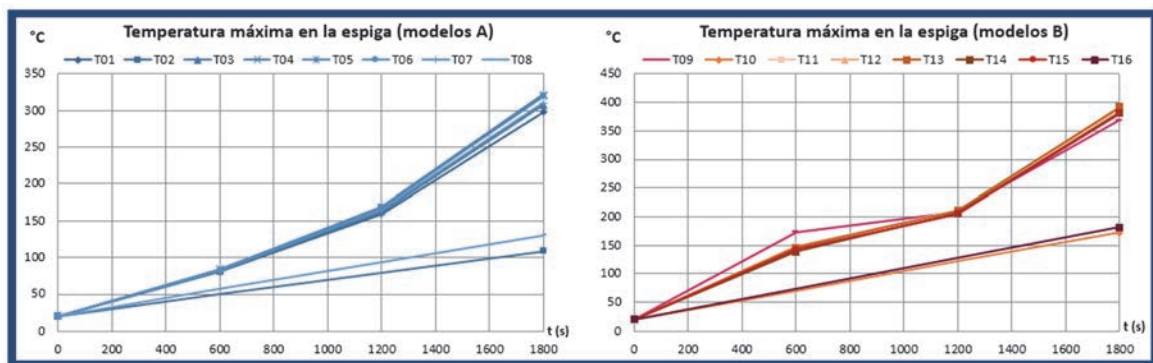


Figura 5.76. Evolución temperatura máxima en los casos tipo A y tipo B

Resultados y discusión

No tendría interés representar la evolución del valor máximo de la temperatura en los casos en que no se consideran todos los elementos finitos, solo los que tienen temperatura inferior a una determinada temperatura umbral, ya que dicha temperatura umbral sería evidentemente la máxima alcanzada por el componente en cuestión.

En cuanto a los resultados de la evolución de los valores máximos del índice de Tsai Wu en cada componente, son los que se recogen entre la Figura 5.77 y la Figura 5.81.

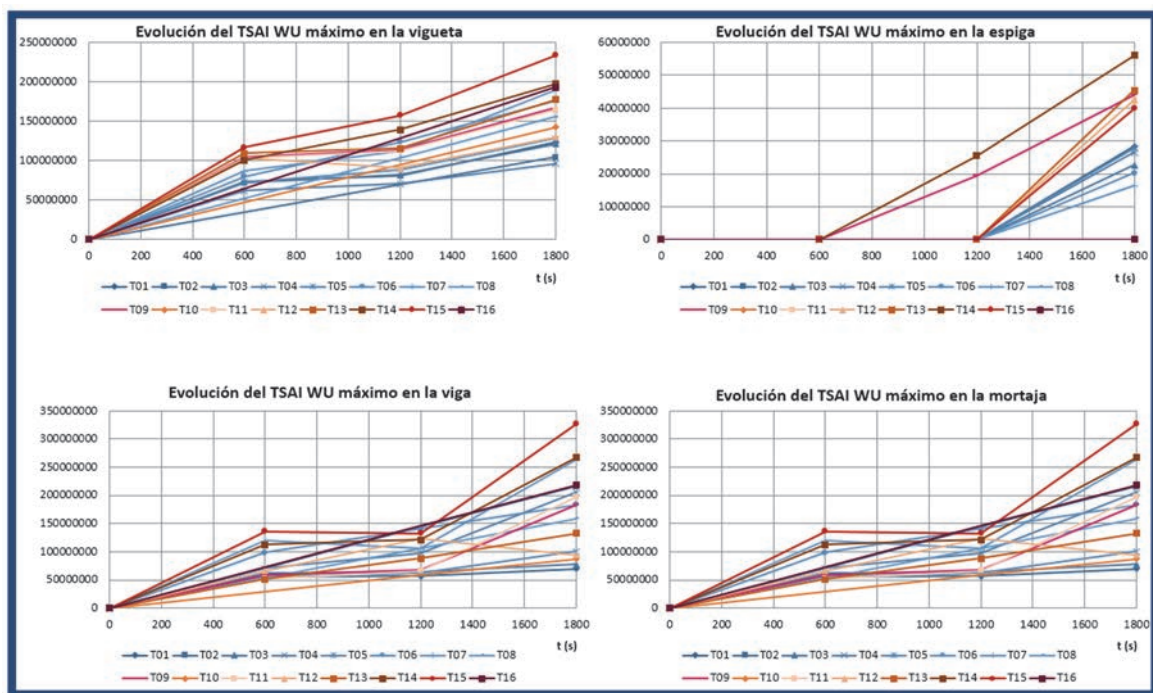


Figura 5.77. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando todos los elementos finitos, con independencia de su temperatura

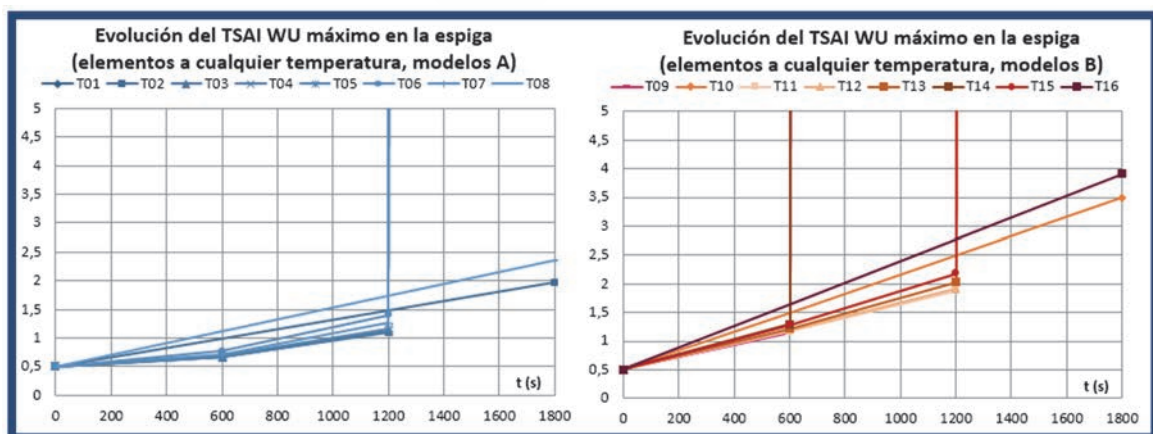


Figura 5.78. Evolución por modelos de carga térmica del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en la vigueta considerando todos los elementos finitos, con independencia de su temperatura

Resultados y discusión

En la Figura 5.77 se ofrece la evolución de los valores máximos del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu para los cuatro componentes completos, con independencias de la temperatura a que se encuentren sus elementos. En vigueta, viga y mortaja al haber exposición directa a la carga térmica, habrá elementos a temperaturas elevadísimas provocando valores de Tsai Wu muy elevados también.

Centrando el análisis en la vigueta (Figura 5.78) y fijando la escala del eje de ordenadas con una máximo valor de 5 unidades, puede comprobarse para los casos tipo A de espiga ancha, es decir, $BTEST = 0,75$, que el índice de Tsai Wu indica fallo, (alcanza el valor de la unidad) alrededor de los 900 segundos. A los 1200 segundos, estas geometrías muestran un Tsai Wu máximo del orden de 1,5, y a los 1800 segundos los valores alcanzados son de decenas de millones. En cambio, en las geometrías de espiga estrecha ($BTEST = 0,5$) tras los 30 minutos de incendio el Tsai Wu máximo alcanza valores de entre 2 y 2,5.

En las uniones con modelización tipo B, si bien la evolución de las gráficas es similar, los valores alcanzados son mayores, como es lógico al no estar la espiga totalmente protegida de cargas térmicas. Para geometrías con $BTEST = 0,75$ el valor unitario de Tsai Wu se obtiene a los 300 - 400 segundos de incendio, y algunas geometrías ya alcanzan valores elevadísimos a los 1200 segundos. Nuevamente las geometrías con $BTEST = 0,5$ muestran mejor comportamiento, alcanzando valores del índice de 3,5 - 4 unidades a los 1800 segundos.

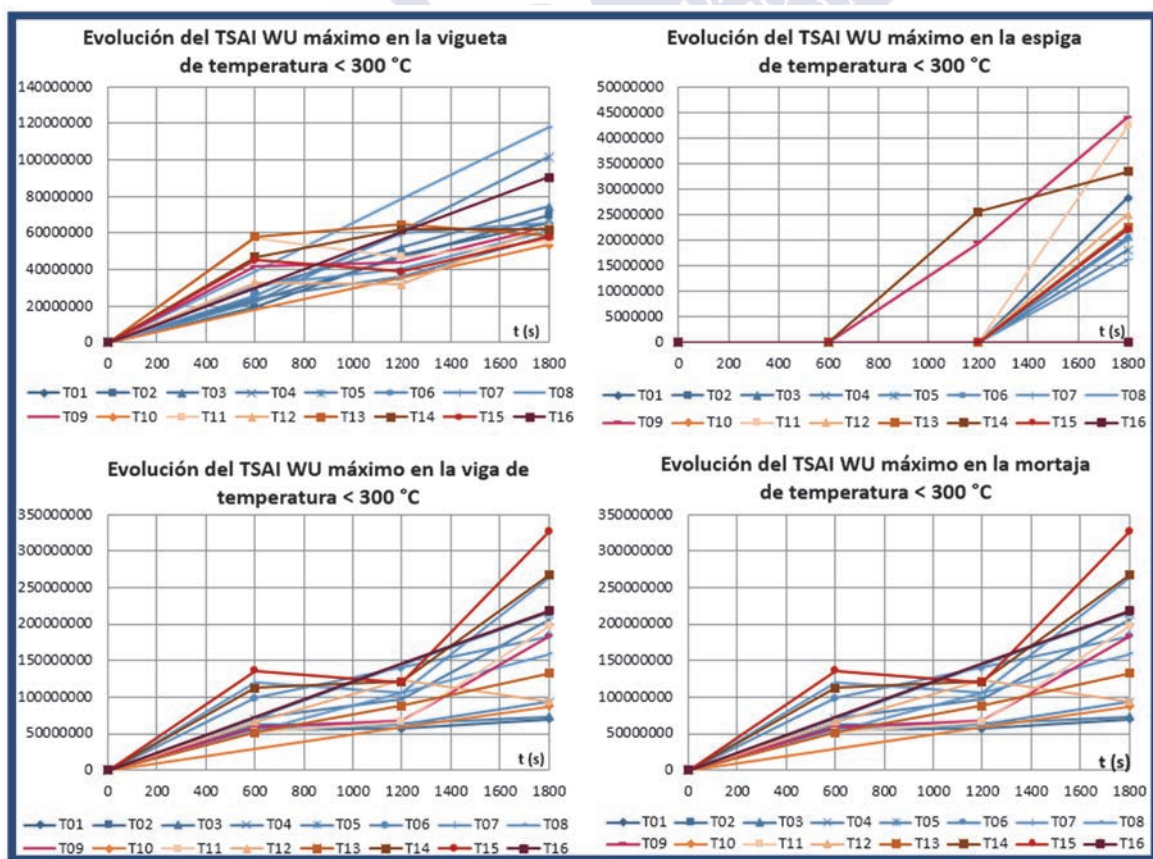


Figura 5.79. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando los elementos finitos de temperatura inferior a 300 °C

Resultados y discusión

La evolución del índice máximo de rotura en cada componente, considerando solo la madera y desechando la capa carbonizada, es muy similar a considerar los componentes en su totalidad: se obtienen valores elevadísimos en un índice que no fue diseñado para ser empleado a altas temperaturas, en este caso de casi 300 °C. Aun así, en la espiga puede comprobarse que los valores obtenidos no se disparan a valores muy elevados hasta que no alcanzan los 1200 segundos de incendio, excepto en un par de casos (T09 y T14) en los que esto ya sucede a los 600 segundos.

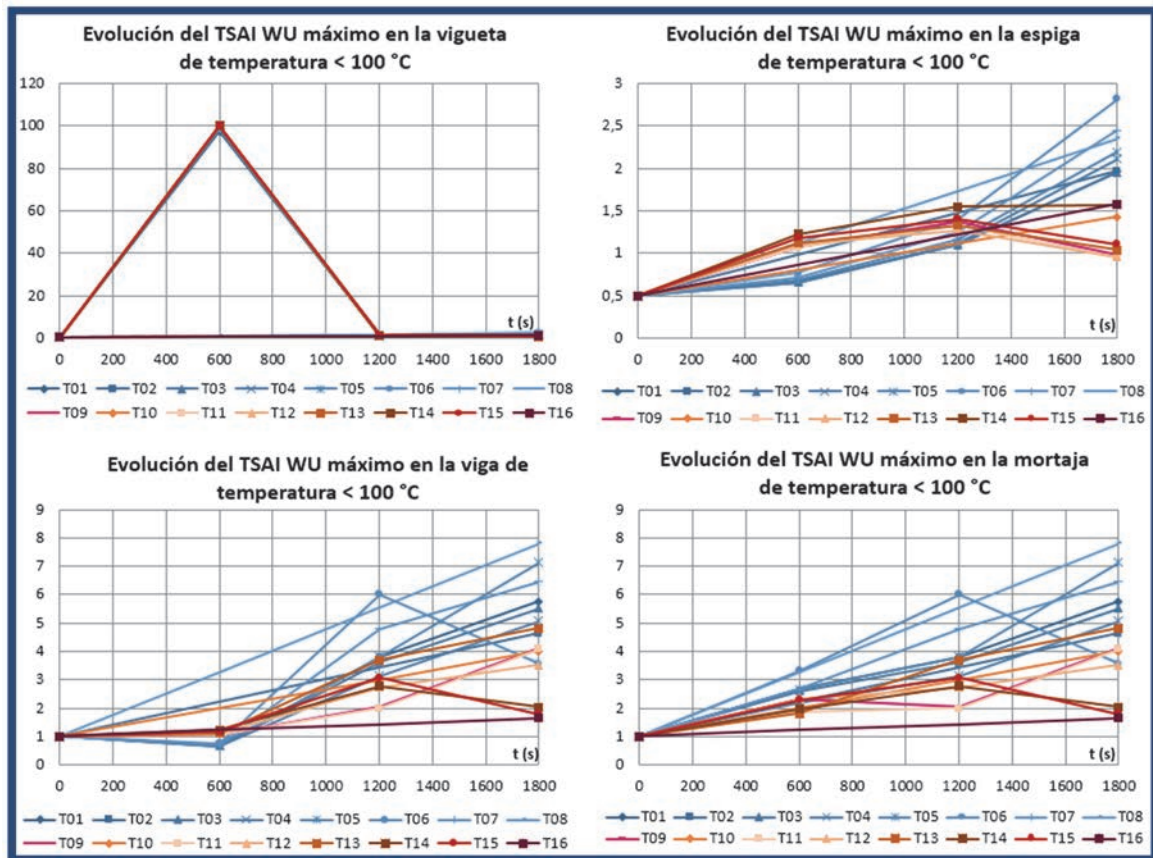


Figura 5.80. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando los elementos finitos de temperatura inferior a 100 °C

Considerando los elementos de temperatura inferior a 100 °C, los resultados del índice máximo de rotura según Tsai Wu en cada componente son más próximos a los valores esperables en un índice de este tipo, ya que a 100 °C la madera aún mantiene cierta resistencia mecánica. Se observa que en algunos casos, el índice decrece al avanzar el tiempo de incendio. Esto se debe a que los elementos que poseían el índice de rotura máximo han superado la temperatura frontera de los 100 °C y ya no entran en consideración en el caso del modelo en cuestión en el siguiente momento temporal estudiado. Para la espiga, el componente que interesa analizar en mayor detalle, se observa que el índice supera la unidad en el entorno de los 900 segundos en los casos tipo A, mientras que para los casos tipo B esto sucede en el entorno de los 500 segundos.

Resultados y discusión

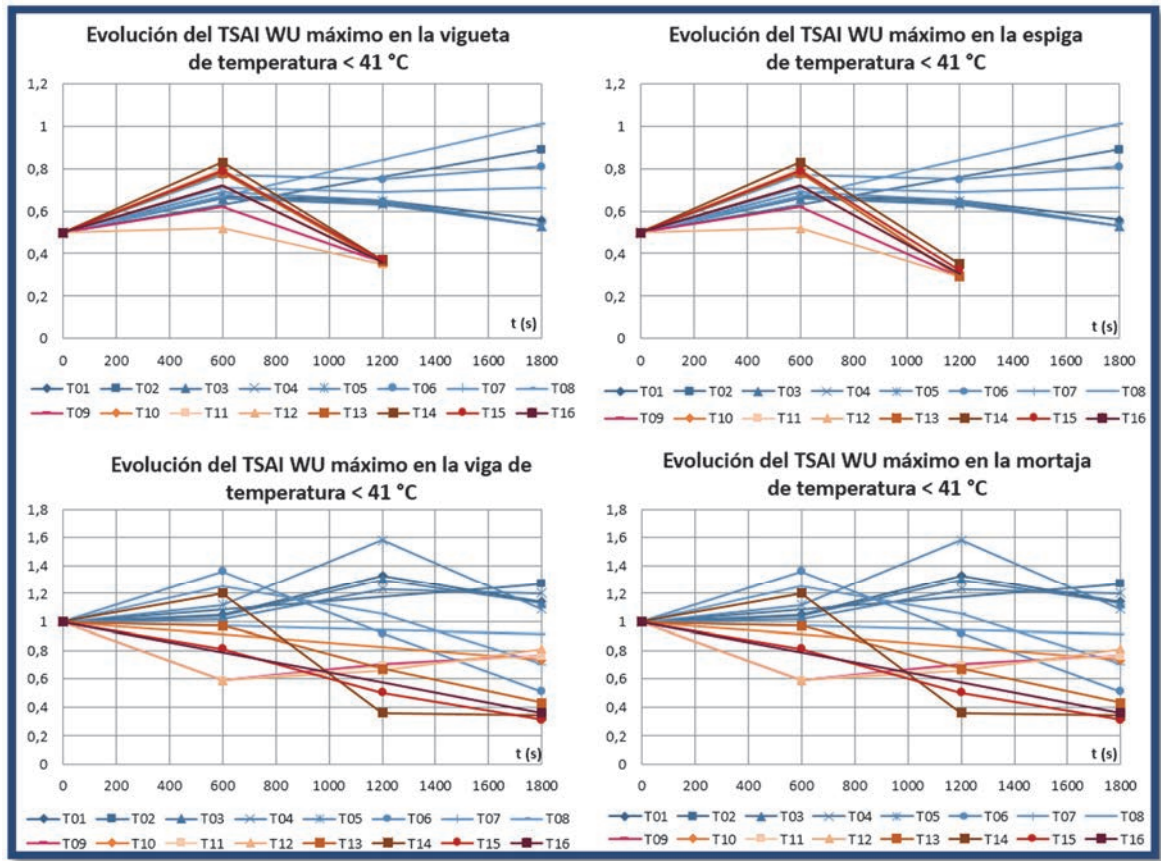


Figura 5.81. Evolución del valor máximo del índice del criterio de rotura de Tsai Wu en cada componente considerando los elementos finitos de temperatura inferior a 41 °C

Considerando la madera que conserva un 80 % de sus propiedades de resistencia mecánica, es decir, que no ha alcanzado 41 °C, los valores del índice de rotura obtenidos sí parecen razonables, encontrándose por debajo de la unidad en muchos caso hasta el final del incendio, ya que su empleo se está haciendo a poca temperatura más de aquella para la que fue diseñado. Sin embargo, nótese que a los 1800 segundos, no hay valor máximo de Tsai Wu en vigueta ni espiga considerando los modelos tipo B porque todos los elementos finitos de ambos componentes han sobrepasado los 41 °C.

El descenso en el valor del índice a largo del tiempo observado en algunos casos se debe a que desaparecen del modelo los elementos finitos que provocan los valores máximos del índice pues superan la temperatura umbral.

A la vista de los resultados expuestos del valor máximo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu, resulta evidente que por sí solo no es un buen indicador de si una geometría es mejor que otra desde el punto de vista estructural, tal y como se comentó en el apartado anterior, páginas 285 y 286; Tabla 5.30, Figura 5.70 y Figura 5.71.

Por ello, para emplear con mejor criterio el índice de rotura según el criterio de Tsai Wu, se calculó el porcentaje de volumen de cada componente con índice > 1 para cada caso.

Resultados y discusión

Porcentajes de volumen por umbrales de temperatura y porcentajes de volumen con Tsai Wu > 1 a lo largo de la duración del incendio

Para mejorar el empleo del índice de rotura según Tsai Wu, se calculó que porcentaje del volumen de cada componente posee un índice de rotura superior a 1. Así, un índice superior a uno en un solo elemento finito probablemente no indique fallo, mientras que número considerable de elementos finitos con índice superior a uno, si constituyen un porcentaje del volumen del componente importante, sí lo supondrían.

Se hizo necesario además el conocer un segundo parámetro, y fue saber qué porcentaje de volumen de cada componente se encontraba por debajo de los umbrales térmicos establecidos. A priori decir que sólo un 1 % del volumen de un componente determinado tiene índice de rotura > 1, para los elementos que se encuentran por debajo de 41 °C por ejemplo, parece un resultado que indica buen comportamiento mecánico; pero no lo sería tanto si sólo el 0,05 % del volumen de dicho componente se encontrase a una temperatura inferior a 41 °C.

En las tablas siguientes (Tabla 5.33 a Tabla 5.44) se recogen los siguientes datos:

Caso = código identificador del caso según la codificación de la modelización térmica.

Mod = tipo de modelo de carga en las caras internas de la unión (A = caras totalmente protegidas, no hay carga térmica; B = caras semiprotegidas, hay cierta carga térmica).

BTEST = relación entre el ancho de la espiga en su parte superior en el plano de la testa de la vigueta (BTESTASUP) y el ancho de la vigueta (B), es decir, $BTEST = BTESTASUP / B$.

ALTESP = ALTESPIGA, es decir, la relación entre la altura de la espiga y la altura de la vigueta

K = ángulo entre la zona recta de los flancos de la espiga, en la zona en la que estos son rectos

% vol vigueta = porcentaje de volumen del componente vigueta cuya temperatura no ha alcanzado aún la considerada en ese momento como frontera de consideración de elementos finitos como elementos resistentes que forman parte del caso (TODOS, 300 °C, 100 °C o 41 °C), con respecto al volumen total del componente.

% vol espiga = porcentaje de volumen del componente espiga cuya temperatura no ha alcanzado aún la considerada en ese momento como frontera de consideración de elementos finitos como elementos resistentes que forman parte del caso (TODOS, 300 °C, 100 °C o 41 °C, con respecto al volumen total del componente.

% vol viga = porcentaje de volumen del componente viga cuya temperatura no ha alcanzado aún la considerada en ese momento como frontera de consideración de elementos finitos como elementos resistentes que forman parte del caso (TODOS, 300 °C, 100 °C o 41 °C), con respecto al volumen total del componente.

% vol mortaja = porcentaje de volumen del componente mortaja cuya temperatura no ha alcanzado aún la considerada en ese momento como frontera de consideración de elementos finitos como elementos resistentes que forman parte del caso (TODOS, 300 °C, 100 °C o 41 °C).

Resultados y discusión

% TW vigueta = porcentaje de volumen del componente vigueta cuyos elementos tienen un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, respecto del volumen del componente

% TW espiga = porcentaje de volumen del componente espiga cuyos elementos tienen un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, respecto del volumen del componente

% TW viga = porcentaje de volumen del componente viga cuyos elementos tienen un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, respecto del volumen del componente

% TW mortaja = porcentaje de volumen del componente mortaja cuyos elementos tienen un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, respecto del volumen del componente

Considerando todos los elementos independientemente de la temperatura que hayan alcanzado:

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	100,00	100,00	100,00	100,00	20,54	0,00	10,14	10,52
T03	A	0,75	0,6	22,5	100,00	100,00	100,00	100,00	22,76	0,00	10,11	10,31
T04	A	0,75	0,7	20	100,00	100,00	100,00	100,00	22,56	0,00	10,28	10,77
T05	A	0,75	0,8	17,5	100,00	100,00	100,00	100,00	24,10	0,00	10,21	11,68
T06	A	0,75	0,9	9,5	100,00	100,00	100,00	100,00	23,49	0,00	10,54	13,46
T07	A	0,75	0,9	15	100,00	100,00	100,00	100,00	23,58	0,00	10,23	12,39
T09	B	0,75	0,5	27,5	100,00	100,00	100,00	100,00	20,69	1,89	10,67	15,62
T11	B	0,75	0,6	22,5	100,00	100,00	100,00	100,00	22,88	1,89	10,69	15,90
T12	B	0,75	0,7	20	100,00	100,00	100,00	100,00	22,66	2,15	10,71	15,20
T13	B	0,75	0,8	17,5	100,00	100,00	100,00	100,00	24,20	1,60	10,59	15,58
T14	B	0,75	0,9	9,5	100,00	100,00	100,00	100,00	23,59	1,78	10,74	15,72
T15	B	0,75	0,9	15	100,00	100,00	100,00	100,00	23,66	2,33	10,52	15,53

Tabla 5.33. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen cualquier temperatura (100 %) y porcentaje de volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1 con independencia de su temperatura, a los 600 segundos de incendio

Si se consideran todos los elementos con independencia de la temperatura alcanzada, el volumen de cada componente que ha alcanzado dicha temperatura (cualquiera) es evidentemente el 100 %. En apartados posteriores se fijó una temperatura umbral a partir de la cual no se consideraron los elementos que la superen, siendo de interés realizar este cálculo, para saber qué porcentaje de volumen de cada componente ha alcanzado dicha temperatura umbral. En este caso en concreto, al no establecer temperatura umbral, se calculó sólo a efectos de verificación de que los cálculos fueron correctos (no lo serían si el resultado fuese distinto del 100 %).

A los 600 segundos de incendio se observa que entre un 20 – 24 % del volumen de la viga posee ya un Tsai Wu superior a uno, mientras que para la viga este porcentaje es del 10 %. En la mortaja y en la espiga este porcentaje depende fundamentalmente de si se consideran las caras internas de la unión como protegidas o no, especialmente en el caso de la espiga:

Resultados y discusión

considerarla protegida supone que no haya elementos con $Tsai\ Wu > 1$, mientras que considerarla semiexpuesta provoca que alrededor de un 2 % de su volumen se considere que ya ha fallado.

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	100,00	100,00	100,00	100,00	41,71	0,88	19,53	21,31
T03	A	0,75	0,6	22,5	100,00	100,00	100,00	100,00	40,68	0,88	19,44	21,35
T04	A	0,75	0,7	20	100,00	100,00	100,00	100,00	41,96	0,90	19,77	22,92
T05	A	0,75	0,8	17,5	100,00	100,00	100,00	100,00	40,77	1,13	19,86	24,01
T06	A	0,75	0,9	9,5	100,00	100,00	100,00	100,00	40,45	2,56	19,65	23,01
T07	A	0,75	0,9	15	100,00	100,00	100,00	100,00	42,07	2,01	19,79	23,42
T09	B	0,75	0,5	27,5	100,00	100,00	100,00	100,00	41,94	15,52	20,14	26,89
T11	B	0,75	0,6	22,5	100,00	100,00	100,00	100,00	40,90	15,72	20,05	27,11
T12	B	0,75	0,7	20	100,00	100,00	100,00	100,00	42,15	14,33	20,26	27,95
T13	B	0,75	0,8	17,5	100,00	100,00	100,00	100,00	40,98	11,85	20,15	27,01
T14	B	0,75	0,9	9,5	100,00	100,00	100,00	100,00	40,62	11,92	19,80	24,44
T15	B	0,75	0,9	15	100,00	100,00	100,00	100,00	42,20	13,30	19,98	25,50

Tabla 5.34. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen cualquier temperatura (100 %) y porcentaje de volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1 con independencia de su temperatura, a los 1200 segundos de incendio

A los 1200 segundos de incendio un 40 – 42 % del volumen de la vigueta, un 19 – 20 % del de la viga y un 21 – 27 % del de la viga poseen un valor del índice de Tsai Wu superior a la unidad. En la espiga nuevamente se observa una gran diferencia en función de si se considera protegida frente a cargas térmicas o no: en el primer caso el porcentaje de volumen con $Tsai\ Wu > 1$ está entre el 0,8 y el 2,6 %; mientras que en el segundo, ese porcentaje oscila entre el 11,9 y el 15,7 %.

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	100,00	100,00	100,00	100,00	56,17	10,79	28,24	34,33
T02	A	0,5	0,5	12,5	100,00	100,00	100,00	100,00	55,56	12,08	28,25	33,92
T03	A	0,75	0,6	22,5	100,00	100,00	100,00	100,00	55,07	10,78	28,29	34,49
T04	A	0,75	0,7	20	100,00	100,00	100,00	100,00	55,93	9,85	28,35	35,93
T05	A	0,75	0,8	17,5	100,00	100,00	100,00	100,00	55,41	9,57	28,34	34,66
T06	A	0,75	0,9	9,5	100,00	100,00	100,00	100,00	54,40	11,04	27,93	31,14
T07	A	0,75	0,9	15	100,00	100,00	100,00	100,00	54,88	10,13	28,12	33,77
T08	A	0,5	0,9	7,5	100,00	100,00	100,00	100,00	57,66	8,75	28,24	33,10
T09	B	0,75	0,5	27,5	100,00	100,00	100,00	100,00	56,41	29,84	28,61	37,93
T10	B	0,5	0,5	12,5	100,00	100,00	100,00	100,00	55,82	43,66	28,79	38,89
T11	B	0,75	0,6	22,5	100,00	100,00	100,00	100,00	55,27	27,98	28,66	38,05
T12	B	0,75	0,7	20	100,00	100,00	100,00	100,00	56,10	23,20	28,62	38,68
T13	B	0,75	0,8	17,5	100,00	100,00	100,00	100,00	55,56	24,50	28,60	37,37
T14	B	0,75	0,9	9,5	100,00	100,00	100,00	100,00	54,66	36,46	27,98	32,40
T15	B	0,75	0,9	15	100,00	100,00	100,00	100,00	55,07	23,94	28,29	35,50
T16	B	0,5	0,9	7,5	100,00	100,00	100,00	100,00	57,86	28,53	28,61	36,81

Tabla 5.35. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen cualquier temperatura (100 %) y porcentaje de volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1 con independencia de su temperatura, a los 1800 segundos de incendio

Resultados y discusión

Tras 1800 segundos de incendio, el volumen que supera un Tsai Wu > 1 es del 54 – 58 % en la vigueta, del 28 – 29 % en la viga y del 31 – 39 % en la mortaja.

En la espiga, las diferencias dependen principalmente del tipo de carga térmica que se considere: las de tipo A arrojan un volumen de espiga con Tsai Wu superior a la unidad del 9 – 12 %; mientras que en las de tipo B sí se ve influencia de los parámetros geométricos que definen la unión ya estos porcentajes varían entre el 24 y el 44 %.

Para estos casos tipo B, los mejores resultados son los que obtenidos en las geometrías que Azahara Soilán demostraba más adecuadas, con porcentajes de Tsai Wu > 1 en la espiga del 24 al 29 %. Las dos geometrías que se apartan de este intervalo son aquella que tiene $BTEST = \pm 0,5$ y $ALTESPIGA = 0,5$, y la que se corresponde con los ensayos experimentales ($ALTESPIGA = 0,5$; $BTEST = 0,75$ y $K = 9,5^\circ$)

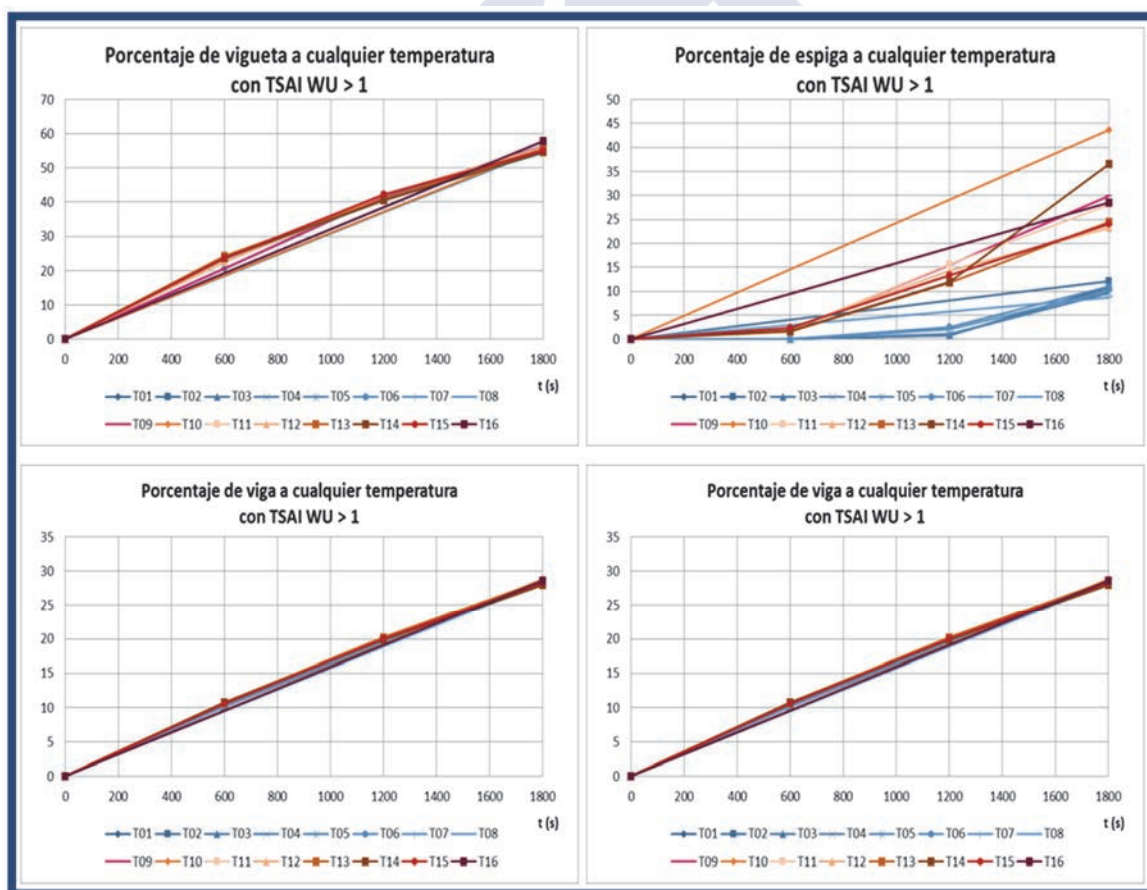


Figura 5.82. Evolución del porcentaje de volumen de cada componente con Tsai Wu > 1 para cualquier temperatura

Resultados y discusión

Considerando los elementos que no han alcanzado 300 °C de temperatura

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	80,68	100,00	90,91	95,27	1,51	0,00	1,15	6,07
T03	A	0,75	0,6	22,5	80,68	100,00	90,91	95,27	4,27	0,00	1,12	5,85
T04	A	0,75	0,7	20	80,82	100,00	90,90	95,24	4,18	0,00	1,29	6,30
T05	A	0,75	0,8	17,5	79,69	100,00	90,87	95,06	4,75	0,00	1,19	7,09
T06	A	0,75	0,9	9,5	80,64	100,00	90,81	95,04	5,13	0,00	1,49	8,95
T07	A	0,75	0,9	15	79,16	100,00	90,84	95,24	3,46	0,00	1,17	8,01
T09	B	0,75	0,5	27,5	80,67	100,00	90,82	94,34	1,68	1,89	1,63	10,56
T11	B	0,75	0,6	22,5	80,67	100,00	90,82	94,34	4,40	1,89	1,66	10,85
T12	B	0,75	0,7	20	80,80	100,00	90,77	93,91	4,28	2,15	1,63	9,70
T13	B	0,75	0,8	17,5	79,68	100,00	90,74	93,74	4,87	1,60	1,47	9,94
T14	B	0,75	0,9	9,5	80,64	100,00	90,67	93,48	5,24	1,78	1,56	9,84
T15	B	0,75	0,9	15	79,15	100,00	90,71	93,81	3,55	2,33	1,35	9,95

Tabla 5.36. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 300 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 600 segundos de incendio

A los 600 segundos de incendio, alrededor de un 20 % de la vigueta y un 10 % de la viga se han carbonizado. Al ser elementos de un volumen masivo, las distintas geometrías de la unión no influyen demasiado en estos porcentajes. En la mortaja hay cierta influencia del tipo de carga térmica considerada: si la unión se considera protegida, un 95 % de la mortaja se mantendrá sin carbonizar, mientras que si se considera que hay cierta carga térmica en las caras protegidas, ese volumen baja un par de puntos porcentuales. La espiga se mantiene, para ambos tipos de carga térmica, y para todas las geometrías, siempre por debajo de los 300 °C.

Considerando que la espiga está protegida (cargas térmicas tipo A), toda ella mantendrá valores de Tsai Wu inferiores a uno; mientras que si se considera que está semiexpuesta, alrededor de un 2 % de su volumen supera la unidad en el índice del criterio de rotura. En los demás componentes, el porcentaje de volumen con Tsai Wu > 1 está entre el 2 y el 5 % en la vigueta; entre el 1,1 y el 1,7 % en la viga y entre el 6 y el 11 % en la mortaja.

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	66,12	100,00	82,49	91,43	11,84	0,88	2,46	13,93
T03	A	0,75	0,6	22,5	65,96	100,00	82,51	91,58	10,07	0,88	2,37	14,12
T04	A	0,75	0,7	20	65,42	100,00	82,55	91,97	11,27	0,90	2,80	16,19
T05	A	0,75	0,8	17,5	65,50	100,00	82,44	91,51	9,57	1,13	2,79	16,95
T06	A	0,75	0,9	9,5	64,32	100,00	82,22	90,26	7,41	2,56	2,27	14,71
T07	A	0,75	0,9	15	65,99	100,00	82,38	91,73	12,22	2,01	2,64	16,51
T09	B	0,75	0,5	27,5	66,02	100,00	82,14	88,14	12,06	15,52	2,77	17,05
T11	B	0,75	0,6	22,5	65,87	100,00	82,14	88,16	10,27	15,72	2,66	17,31
T12	B	0,75	0,7	20	65,32	100,00	82,10	87,55	11,43	14,33	2,88	17,71
T13	B	0,75	0,8	17,5	65,40	100,00	82,05	87,58	9,76	11,85	2,69	16,66
T14	B	0,75	0,9	9,5	64,22	100,00	81,88	86,54	7,54	11,92	2,05	12,69
T15	B	0,75	0,9	15	65,81	100,00	81,98	87,41	12,18	13,30	2,39	14,76

Tabla 5.37. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 300 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1200 segundos de incendio

Resultados y discusión

Tras 10 minutos de incendio, el porcentaje de vigueta que se ha carbonizado asciende a un 35 % de la vigueta y un 18 % de la viga. Para la mortaja este porcentaje oscila entre el 8 y el 13 %. La espiga aún no ha empezado a carbonizarse, incluso considerándola semiexpuesta a cargas térmicas (modelos tipo B).

En cuanto al porcentaje de volumen de cada componente cuyo Tsai Wu supera la unidad, en la vigueta oscila entre el 7 y el 12 %; en la viga entre el 2 y el 3 %, en la mortaja entre el 14 y el 18 %. En la espiga la mayor fuente de variación en los resultados de este parámetro reside en si se considera a la espiga protegida o no. En caso de estarlo, sólo entre un 0,9 y un 2,6 % de su volumen (según geometrías) tendrá un Tsai Wu > 1, mientras que si no está protegida, este porcentaje oscila entre el 12 y el 16 %.

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	49,73	100,00	77,16	84,30	11,86	10,79	6,99	22,10
T02	A	0,5	0,5	12,5	49,04	100,00	77,30	84,77	9,39	12,08	7,18	22,05
T03	A	0,75	0,6	22,5	50,52	99,73	77,29	84,46	11,08	10,54	7,22	22,44
T04	A	0,75	0,7	20	51,21	100,00	76,75	83,06	13,95	9,63	6,65	22,86
T05	A	0,75	0,8	17,5	51,08	99,79	76,79	83,12	12,71	9,38	6,67	21,40
T06	A	0,75	0,9	9,5	50,62	99,83	76,27	81,67	9,91	10,89	5,51	15,68
T07	A	0,75	0,9	15	52,57	99,82	76,26	82,71	14,18	9,96	5,75	19,93
T08	A	0,5	0,9	7,5	51,79	100,00	77,18	83,00	18,25	8,75	7,03	19,40
T09	B	0,75	0,5	27,5	49,59	99,17	76,63	81,26	12,10	29,26	6,85	23,62
T10	B	0,5	0,5	12,5	48,92	100,00	76,78	81,46	9,70	43,66	7,26	24,98
T11	B	0,75	0,6	22,5	50,39	99,17	76,71	81,15	11,24	27,38	7,00	23,65
T12	B	0,75	0,7	20	51,08	98,90	76,26	80,01	14,06	22,35	6,40	23,36
T13	B	0,75	0,8	17,5	50,96	98,94	76,28	79,84	12,79	23,69	6,40	21,56
T14	B	0,75	0,9	9,5	50,54	98,70	76,05	79,80	10,31	35,63	5,30	15,29
T15	B	0,75	0,9	15	52,49	98,75	75,71	80,02	14,39	22,98	5,28	19,40
T16	B	0,5	0,9	7,5	51,65	100,00	76,88	80,21	18,41	28,53	7,14	21,21

Tabla 5.38. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 300 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1800 segundos de incendio

Después de un incendio de 30 minutos de duración, aproximadamente el 50 % de la vigueta se ha carbonizado. La viga lo ha hecho en un 23 – 24 % y la mortaja en un 15 – 20 %. La espiga en la mayor parte de las geometrías ha empezado a carbonizarse, y un 1 – 2 % de su volumen ya ha superado la frontera de los 300 °C. Las geometrías de espiga estrecha (BTEST = 0,5) se comportan mejor en este sentido, y ninguna de ellas ha comenzado aún a carbonizarse, incluso considerando carga térmica tipo B. No obstante, la geometría de BTEST = 0,5 y ALTESPIGA = 0,5 presenta el mayor porcentaje, y con diferencia respecto a las demás geometrías, de volumen de espiga con Tsai Wu > 1 en el caso de cargas térmicas tipo B.

Para cargas térmicas tipo A, el porcentaje de volumen de espiga con Tsai Wu mayor de uno está entre el 9 y el 18 %, en la viga entre el 5 y el 7 % y en la mortaja entre el 15 y el 25 %. En la espiga, el porcentaje oscila entre el 9 y el 12 % para cargas térmicas tipo A y entre el 22 y el 44 % para cargas tipo B.

Resultados y discusión

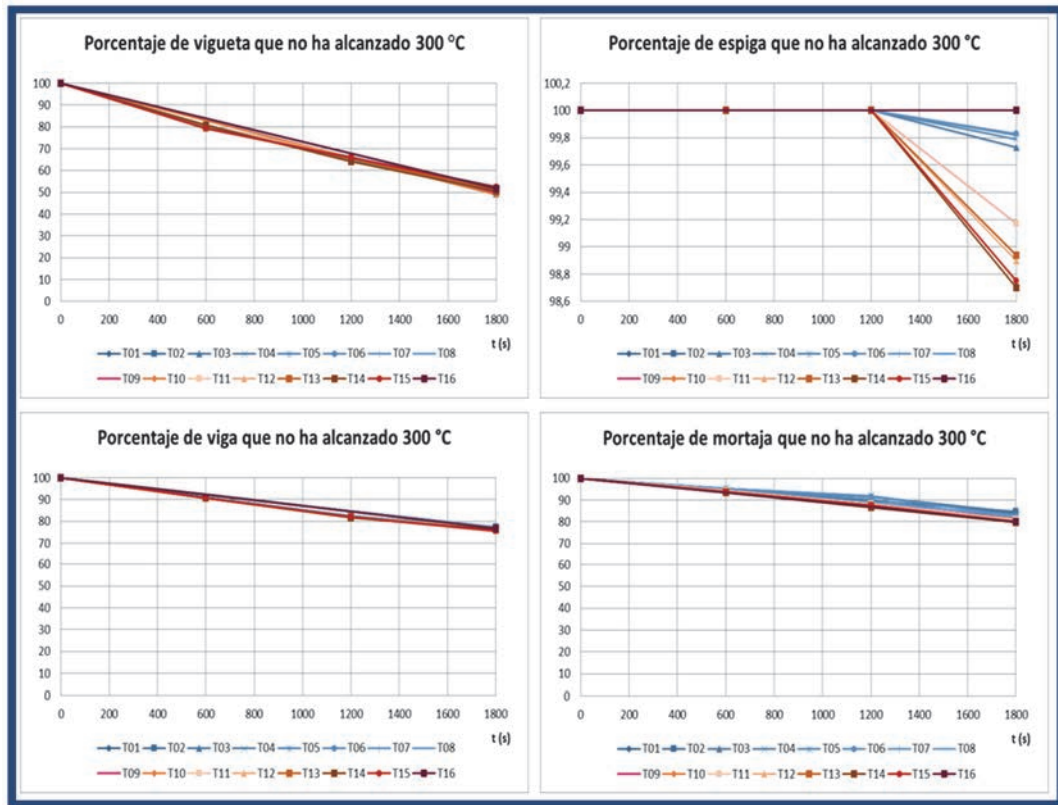


Figura 5.83. Porcentaje de cada componente que no ha alcanzado 300 °C

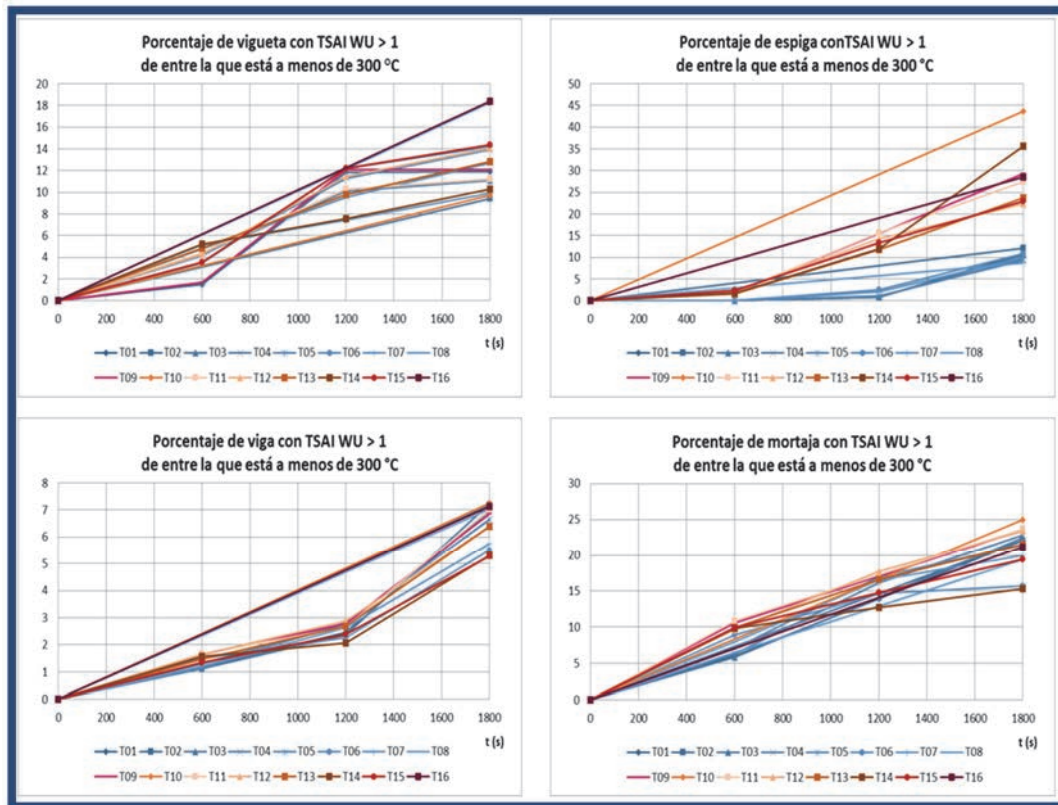


Figura 5.84. Porcentaje de cada componente con Tsai Wu > 1 de entre el volumen de cada uno de ellos que está a una temperatura inferior a 300 °C

Resultados y discusión

Considerando los elementos que no han alcanzado 100 °C de temperatura

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	63,54	100,00	82,16	86,78	0,00	0,00	0,32	2,86
T03	A	0,75	0,6	22,5	63,11	100,00	82,13	86,45	0,00	0,00	0,29	2,66
T04	A	0,75	0,7	20	62,70	100,00	81,96	85,31	0,00	0,00	0,28	2,73
T05	A	0,75	0,8	17,5	61,86	100,00	81,92	85,32	0,00	0,00	0,37	3,67
T06	A	0,75	0,9	9,5	62,57	100,00	81,85	84,60	0,00	0,00	0,40	4,39
T07	A	0,75	0,9	15	61,21	100,00	81,97	85,35	0,00	0,00	0,42	4,30
T09	B	0,75	0,5	27,5	63,13	83,59	80,95	75,14	0,01	1,15	0,08	0,83
T11	B	0,75	0,6	22,5	62,78	91,04	80,93	74,94	0,01	1,06	0,07	0,72
T12	B	0,75	0,7	20	62,42	90,23	80,93	74,89	0,01	0,81	0,01	0,11
T13	B	0,75	0,8	17,5	61,61	90,69	80,99	75,69	0,01	0,78	0,12	1,35
T14	B	0,75	0,9	9,5	62,37	90,89	81,29	78,34	0,01	1,00	0,18	2,13
T15	B	0,75	0,9	15	61,00	91,21	81,17	76,74	0,01	1,05	0,20	2,31

Tabla 5.39. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 100 °C y porcentaje de dicho volumen para cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 600 segundos de incendio

A los 600 segundos de incendio entre un 61 y un 64 % del volumen de la vigueta aún no ha alcanzado los 100 °C. Este porcentaje aumenta a un 81 – 82 % para la viga y un 75 – 87 % para la mortaja. En el caso de la vigueta, si esta se considera protegida todo su volumen se mantendrá por debajo de los 100 °C con independencia de la geometría considerada; mientras que si se considera semiexpuesta, entre un 9 y un 16 % de su volumen habrá rebasado dicha temperatura.

En cuanto al volumen de cada componente que ha rebasado un valor de Tsai Wu > 1: en la vigueta y en la viga es testimonial, siempre por debajo del 1 %, mientras que en la mortaja oscila entre el 0,1 y el 4,4 %. En la espiga, en los modelos térmicos tipo A no hay ningún volumen con Tsai Wu > 1; mientras que en los modelos tipo B ese volumen es del 0,8 al 1,2 %.

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	44,69	97,00	73,28	76,17	0,01	0,90	0,71	6,55
T03	A	0,75	0,6	22,5	45,19	97,34	73,28	76,16	0,01	0,90	0,73	6,69
T04	A	0,75	0,7	20	45,39	97,42	73,21	74,73	0,01	0,92	0,73	7,25
T05	A	0,75	0,8	17,5	44,67	97,33	73,15	74,99	0,01	1,16	0,84	8,42
T06	A	0,75	0,9	9,5	44,35	96,58	73,04	73,99	0,05	2,46	0,34	3,76
T07	A	0,75	0,9	15	43,64	97,28	73,02	74,07	0,03	1,87	0,60	6,35
T09	B	0,75	0,5	27,5	44,21	60,43	72,23	66,21	0,03	4,72	0,36	3,77
T11	B	0,75	0,6	22,5	44,77	57,09	72,19	65,81	0,01	1,49	0,36	3,78
T12	B	0,75	0,7	20	44,98	56,76	72,28	65,37	0,01	1,34	0,37	4,19
T13	B	0,75	0,8	17,5	44,27	56,96	72,23	65,65	0,01	1,88	0,28	3,12
T14	B	0,75	0,9	9,5	43,94	55,24	72,63	69,45	0,02	2,22	0,15	1,81
T15	B	0,75	0,9	15	43,21	55,46	72,42	67,61	0,02	1,95	0,19	2,14

Tabla 5.40. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 100 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1200 segundos de incendio

Resultados y discusión

Tras 1200 segundos de incendio, entre un 43 y un 45 % del volumen de la vigueta se mantiene por debajo de los 100 °C. Este porcentaje es del 72 – 73 % en la viga y del 65 – 76 % en la mortaja. En la espiga, para cargas térmicas tipo A ese porcentaje es del 97 % y para cargas tipo B baja al 55 – 57 %.

Menos del 1 % del volumen de viga y de vigueta ha rebasado un valor de Tsai Wu > 1, con independencia de geometría y carga térmica. En la mortaja este porcentaje está entre el 2 y el 8 %. En la espiga, para casos de modelo térmico tipo A, el porcentaje está entre el 1 y el 2 %, mientras que los modelos tipo B oscilan entre el 1 y el 5 %.

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	29,44	84,65	64,78	64,27	0,08	6,42	1,13	10,89
T02	A	0,5	0,5	12,5	30,18	97,05	64,53	62,45	0,11	12,45	1,17	11,39
T03	A	0,75	0,6	22,5	29,45	85,63	64,76	64,13	0,08	6,39	1,15	11,15
T04	A	0,75	0,7	20	30,58	86,89	64,72	62,79	0,08	5,57	1,04	10,82
T05	A	0,75	0,8	17,5	30,04	86,00	64,54	62,45	0,08	4,91	0,77	8,16
T06	A	0,75	0,9	9,5	29,13	78,50	64,76	63,86	0,11	5,38	0,16	1,83
T07	A	0,75	0,9	15	29,03	84,85	64,62	62,92	0,11	5,69	0,45	4,97
T08	A	0,5	0,9	7,5	29,96	96,93	64,39	61,17	0,15	9,03	0,62	6,64
T09	B	0,75	0,5	27,5	28,92	25,24	63,92	56,09	0,00	0,00	0,58	6,31
T10	B	0,5	0,5	12,5	29,63	23,05	63,45	52,47	0,03	15,14	0,60	6,77
T11	B	0,75	0,6	22,5	29,00	27,78	63,87	55,59	0,00	0,00	0,57	6,22
T12	B	0,75	0,7	20	30,13	29,52	63,90	54,49	0,00	0,00	0,44	5,24
T13	B	0,75	0,8	17,5	29,58	28,53	63,94	56,37	0,01	1,59	0,33	3,85
T14	B	0,75	0,9	9,5	28,65	29,37	64,56	61,01	0,09	11,33	0,07	0,88
T15	B	0,75	0,9	15	28,48	28,02	64,17	58,03	0,01	1,40	0,22	2,59
T16	B	0,5	0,9	7,5	29,42	20,81	63,72	54,50	0,05	13,23	0,25	2,94

Tabla 5.41. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 100 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a, a los 1800 segundos de incendio

Después de 30 minutos de incendio, un 29 – 30 % del volumen de la vigueta se mantiene a una temperatura inferior a 100 °C. Este porcentaje es del 63 – 65 % en el caso de la viga y del 52 – 64 % en el de la mortaja. En la espiga hay una diferencia muy apreciable: en caso de considerarse protegida el 85 – 97 % de su volumen no habrá alcanzado los 100 °C, mientras que en caso de no considerarse totalmente protegida este porcentaje baja al 23 – 30 %.

En cuanto al volumen que tiene un Tsai Wu > 1, en el caso de la vigueta este porcentaje está siempre por debajo del 0,2 %; mientras que en el caso de la viga, lo estará del 1,2 %. Los porcentajes de la mortaja están entre el 1 y el 11 %. La espiga presenta una gran variabilidad, y además no parece seguir ningún patrón relacionado con su geometría ni con sus cargas térmicas, pareciendo estar bastante ligado a la cierta aleatoriedad del mallado considerado: un elemento que en una geometría ha alcanzado 99 °C, p ej., provocando un Tsai Wu elevado, puede haber alcanzado en otra geometría 101 °C con lo que quedaría fuera de este análisis.

Resultados y discusión

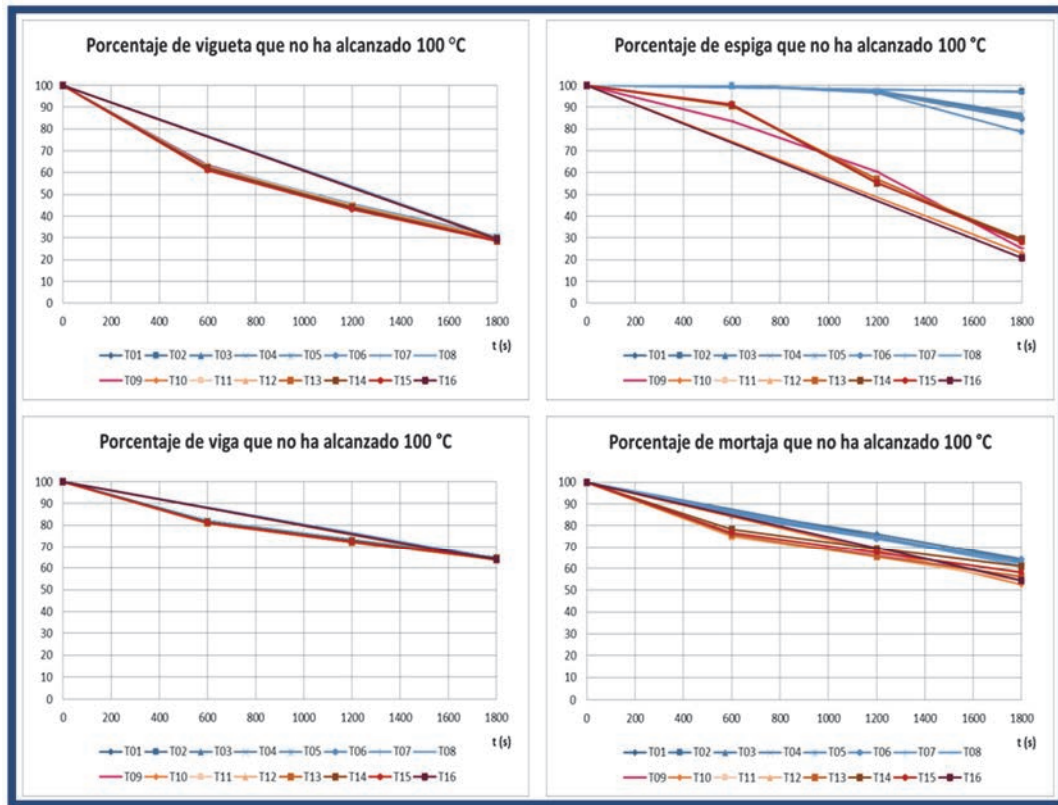


Figura 5.85. Porcentaje de cada componente que no ha alcanzado 300 °C

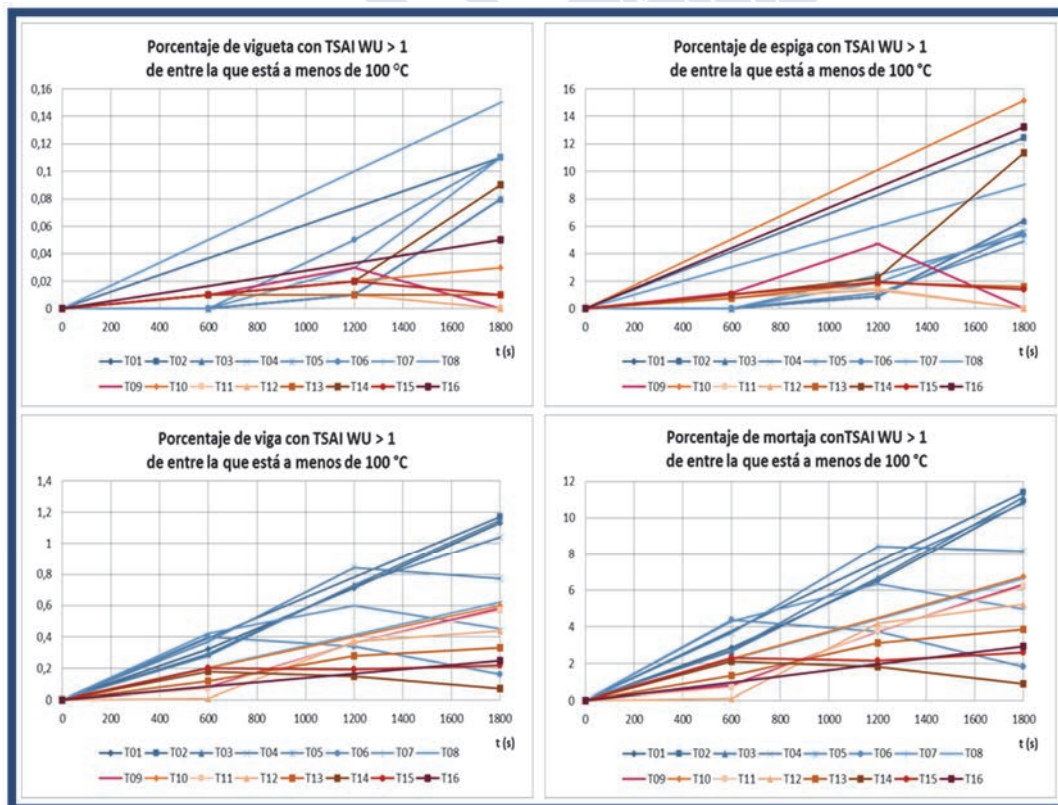


Figura 5.86. Porcentaje de cada componente con Tsai Wu > 1 de entre el volumen de cada uno de ellos que está a una temperatura inferior a 100 °C

Resultados y discusión

Considerando los elementos que no han alcanzado 41 °C de temperatura

A los 600 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	45,15	91,76	72,77	71,32	0,00	0,00	0,03	0,25
T03	A	0,75	0,6	22,5	45,32	92,46	72,76	71,26	0,00	0,00	0,01	0,12
T04	A	0,75	0,7	20	45,58	92,13	72,72	69,80	0,00	0,00	0,01	0,13
T05	A	0,75	0,8	17,5	43,65	92,66	72,63	69,72	0,00	0,00	0,06	0,61
T06	A	0,75	0,9	9,5	44,22	90,34	72,68	69,96	0,00	0,00	0,04	0,46
T07	A	0,75	0,9	15	43,47	93,27	72,60	69,58	0,00	0,00	0,07	0,79
T09	B	0,75	0,5	27,5	44,40	33,80	71,37	57,97	0,00	0,00	0,00	0,00
T11	B	0,75	0,6	22,5	44,69	43,74	71,23	56,69	0,00	0,00	0,00	0,00
T12	B	0,75	0,7	20	44,96	43,42	71,32	56,08	0,00	0,00	0,00	0,00
T13	B	0,75	0,8	17,5	43,07	42,60	71,33	56,57	0,00	0,00	0,00	0,00
T14	B	0,75	0,9	9,5	43,73	49,45	71,77	60,41	0,00	0,00	0,01	0,20
T15	B	0,75	0,9	15	42,88	41,66	71,44	57,50	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabla 5.42. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 41 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 600 segundos de incendio

Transcurridos 600 segundos de incendio, entre un 43 y un 46 % según geometrías de la vigueta sigue conservando el 80 % de su módulo de elasticidad al mantenerse a una temperatura inferior a 41 °C. En el caso de la viga este porcentaje es de entre el 71 y el 73 %, y en el de la mortaja de entre el 56 y el 71 %. En la espiga resulta determinante el hecho de considerar que la misma se encuentra totalmente protegida de cargas térmicas o no, ya que en el primer caso de mantiene a menos de 41 °C el 90 – 93 % de su volumen, y en el segundo caso entre el 34 y el 49 %.

En cuanto al porcentaje de volumen que tiene un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a la unidad, es nulo en vigueta y espiga e inferior al 1 % en viga y mortaja.

A los 1200 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	21,60	58,25	59,48	53,67	0,00	0,00	0,08	0,82
T03	A	0,75	0,6	22,5	21,79	62,15	59,32	53,47	0,00	0,00	0,08	0,83
T04	A	0,75	0,7	20	21,09	62,85	59,06	51,55	0,00	0,00	0,07	0,85
T05	A	0,75	0,8	17,5	21,80	61,73	59,31	52,58	0,00	0,00	0,05	0,59
T06	A	0,75	0,9	9,5	21,63	50,12	59,26	55,79	0,00	0,00	0,00	0,00
T07	A	0,75	0,9	15	21,63	57,27	59,04	54,16	0,00	0,00	0,02	0,20
T09	B	0,75	0,5	27,5	20,94	0,56	57,56	39,01	0,00	0,00	0,00	0,00
T11	B	0,75	0,6	22,5	21,18	0,83	57,27	37,77	0,00	0,00	0,00	0,00
T12	B	0,75	0,7	20	20,49	0,49	57,49	37,73	0,00	0,00	0,00	0,00
T13	B	0,75	0,8	17,5	21,18	0,91	57,59	38,03	0,00	0,00	0,00	0,00
T14	B	0,75	0,9	9,5	21,08	1,24	57,38	39,44	0,00	0,00	0,00	0,00
T15	B	0,75	0,9	15	21,00	0,81	57,23	37,69	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabla 5.43. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 41 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1200 segundos de incendio

Resultados y discusión

Los porcentajes de volumen que no han superado los 41 °C tras 1200 segundos de incendio son: entre un 20 y un 22 % en el caso de la vigueta, entre un 57 y un 59 % en el de la viga y entre un 38 y un 56 % en el de la mortaja. En el de la espiga, en caso de considerar modelos térmicos tipo A, se mantiene a una temperatura inferior de 41 °C el 50 – 63 % de su volumen, mientras que para los modelos térmicos tipo B tan sólo lo hace entre el 0,5 y el 1,2 %.

En cuanto al porcentaje de volumen que tiene un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a la unidad, es nulo en vigueta y espiga e inferior al 1 % en viga y mortaja.

A los 1800 segundos de incendio

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	% vol vigueta	% vol espiga	% vol viga	% vol mortaja	% TW vigueta	% TW espiga	% TW viga	% TW mortaja
T01	A	0,75	0,5	27,5	0,06	13,50	48,70	35,10	0,00	0,00	0,09	1,14
T02	A	0,5	0,5	12,5	0,06	20,30	48,35	31,31	0,00	0,00	0,07	1,05
T03	A	0,75	0,6	22,5	0,09	20,10	48,69	34,96	0,00	0,00	0,09	1,14
T04	A	0,75	0,7	20	0,10	19,26	48,99	34,97	0,00	0,00	0,07	1,00
T05	A	0,75	0,8	17,5	0,09	16,44	48,98	36,48	0,00	0,00	0,01	0,10
T06	A	0,75	0,9	9,5	0,12	16,76	49,49	40,13	0,00	0,00	0,00	0,00
T07	A	0,75	0,9	15	0,11	16,62	49,21	38,36	0,00	0,00	0,00	0,00
T08	A	0,5	0,9	7,5	0,07	13,69	48,77	35,71	2,09	2,09	0,00	0,00
T09	B	0,75	0,5	27,5	0,00	0,00	46,90	18,79	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00
T10	B	0,5	0,5	12,5	0,00	0,00	46,63	15,60	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00
T11	B	0,75	0,6	22,5	0,00	0,00	46,82	18,02	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00
T12	B	0,75	0,7	20	0,00	0,00	46,96	15,29	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00
T13	B	0,75	0,8	17,5	0,00	0,00	46,98	17,15	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00
T14	B	0,75	0,9	9,5	0,00	0,00	47,50	17,87	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00
T15	B	0,75	0,9	15	0,00	0,00	47,17	17,70	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00
T16	B	0,5	0,9	7,5	0,00	0,00	46,72	15,74	NO HAY	NO HAY	0,00	0,00

Tabla 5.44. Porcentajes de volumen de cada componente que poseen una temperatura inferior a 41 °C y porcentaje de dicho volumen de cada componente que posee un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a 1, a los 1800 segundos de incendio

Después de un incendio de 30 minutos de duración:

Respecto del porcentaje de cada componente que ha alcanzado los 41 °C:

- en el caso de modelos térmicos tipo A, sólo se mantiene por debajo de 41 °C entre un 14 y un 20 % del volumen de la espiga, lo que supone un 0,1 % aproximadamente del volumen de la vigueta (no hay ningún elemento que no pertenezca a la espiga y sí lo haga a la vigueta que se encuentre a menos de 41 °C tras 30 minutos de incendio).
- en el caso de modelos térmicos tipo B, no queda ningún elemento de la vigueta, y por tanto tampoco de la espiga, que mantenga una temperatura inferior a 41 °C.
- en el caso de la viga, entre un 47 y un 49 % de su volumen se mantiene a menos de 41 °C.
- en el caso de la mortaja, los casos de carga térmica modelo A conservan entre un 31 y un 40 % de su volumen por debajo de los 41 °C, mientras que en los casos de modelo térmico tipo B este porcentaje baja al 15 – 19 %.

Resultados y discusión

Respecto a respecto al porcentaje de volumen que tiene un índice de rotura según el criterio de Tsai Wu superior a la unidad:

- en el caso de modelos térmicos tipo A, en la espiga sólo se supera la unidad en el índice de rotura de Tsai Wu en el 2 % de la espiga en uno de los casos, el T08, lo que supone también un 2 % del volumen de viga de menos de 41 °C. En el resto de casos el índice de Tsai Wu se mantiene por debajo de la unidad en todos los elementos de temperatura inferior a 41 °C.
- en el caso de modelos térmicos tipo B, al no quedar ningún elemento en la viga a menos de 41 °C, no es factible realizar este cálculo.
- en viga y mortaja este porcentaje se mantiene siempre por debajo del 1,1 %.

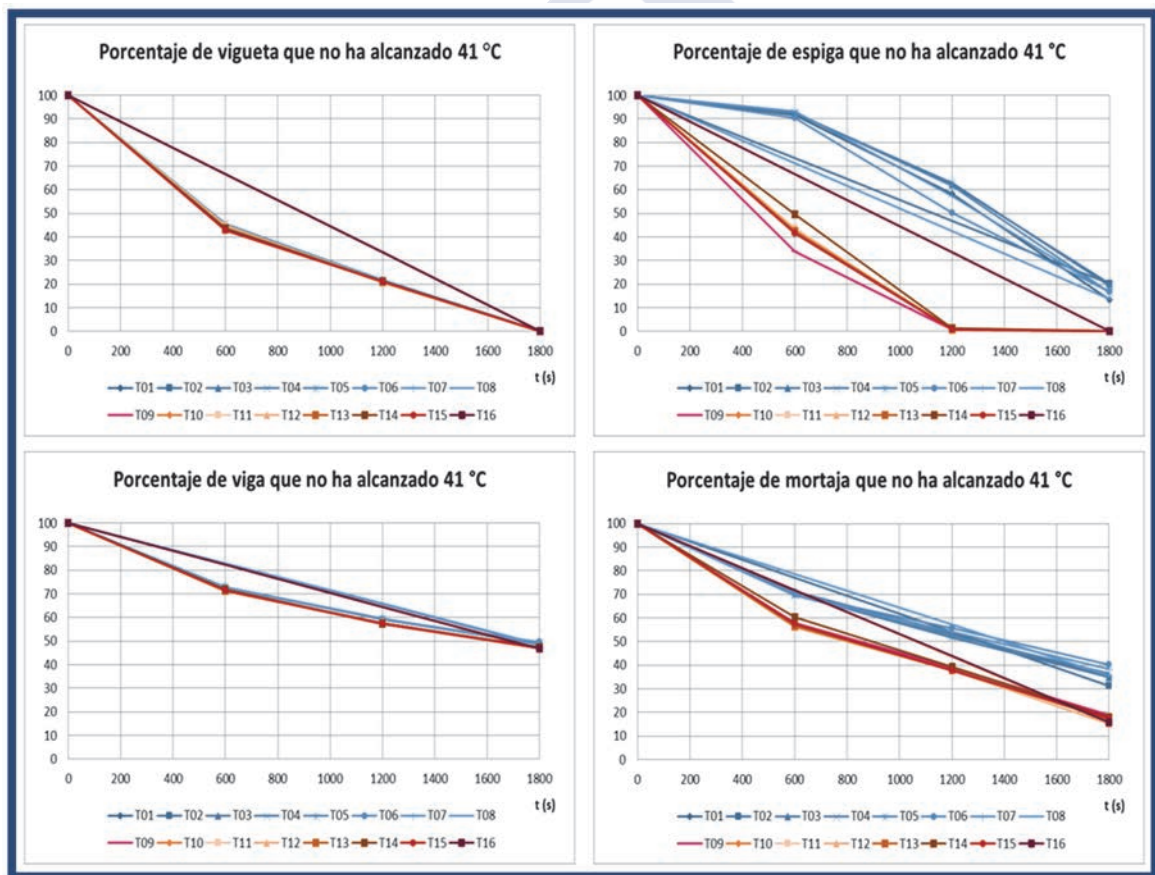


Figura 5.87. Porcentaje de cada componente que no ha alcanzado 41 °C

Resultados y discusión

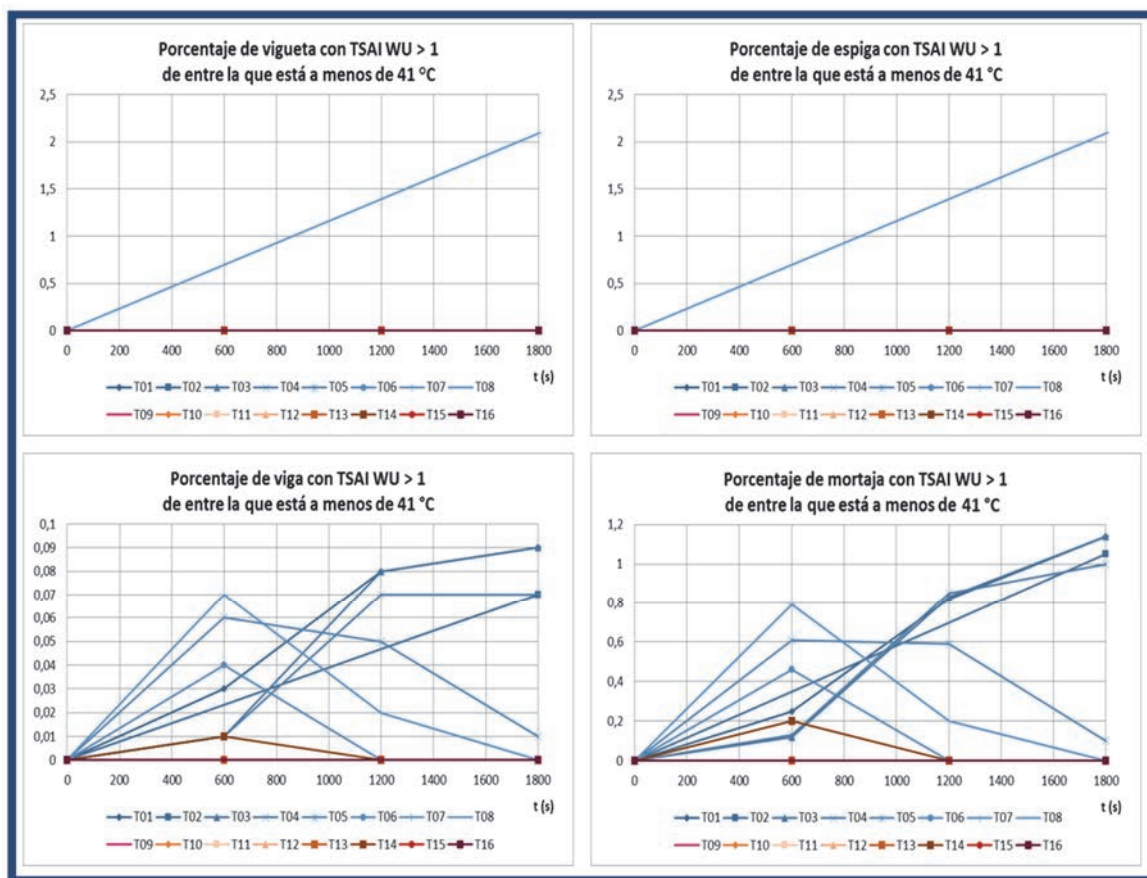


Figura 5.88. Porcentaje de cada componente con Tsai Wu > 1 de entre el volumen de cada uno de ellos que está a una temperatura inferior a 41 °C

Resultados y discusión

Flecha máxima

La flecha máxima alcanzada por la vigueta se calculó considerando todos los elementos con independencia de la temperatura que alcancen, y los resultados a los 600, 1200 y 1800 segundos son los que se ofrecen en la Tabla 5.45 y se representan en la Figura 5.89

Caso	Mod	BT.	A.E.	K(°)	Flecha a temperatura ambiente (mm)	Flecha a los 10 min (mm)	Flecha a los 20 min (mm)	Flecha a los 30 min (mm)	Incremento de flecha a los 30 minutos sobre flecha inicial (%)
T01	A	0,75	0,5	27,5	8,2983	11,9834	19,0211	32,1143	387
T02	A	0,5	0,5	12,5	8,2791			30,9983	374
T03	A	0,75	0,6	22,5	8,2920	11,8895	18,7325	31,5471	380
T04	A	0,75	0,7	20	8,3012	11,8363	18,8611	31,8759	384
T05	A	0,75	0,8	17,5	8,3307	12,0490	19,2312	33,3228	400
T06	A	0,75	0,9	9,5	8,5352	12,9161	22,0927	40,9065	479
T07	A	0,75	0,9	15	8,4277	12,4668	20,8166	37,2729	442
T08	A	0,5	0,9	7,5	8,4110			35,7295	425
T09	B	0,75	0,5	27,5	8,2983	13,4785	22,1773	37,2282	449
T10	B	0,5	0,5	12,5	8,2791			36,3325	439
T11	B	0,75	0,6	22,5	8,2920	13,3784	21,8712	36,6632	442
T12	B	0,75	0,7	20	8,3012	13,3478	22,1225	37,2275	448
T13	B	0,75	0,8	17,5	8,3307	13,6387	22,7645	39,3732	473
T14	B	0,75	0,9	9,5	8,5352	14,5760	25,6428	49,2210	577
T15	B	0,75	0,9	15	8,4277	14,1409	24,7268	41,7759	496
T16	B	0,5	0,9	7,5	8,4110			40,6013	483

Tabla 5.45. Evolución en el tiempo de la flecha máxima de la vigueta

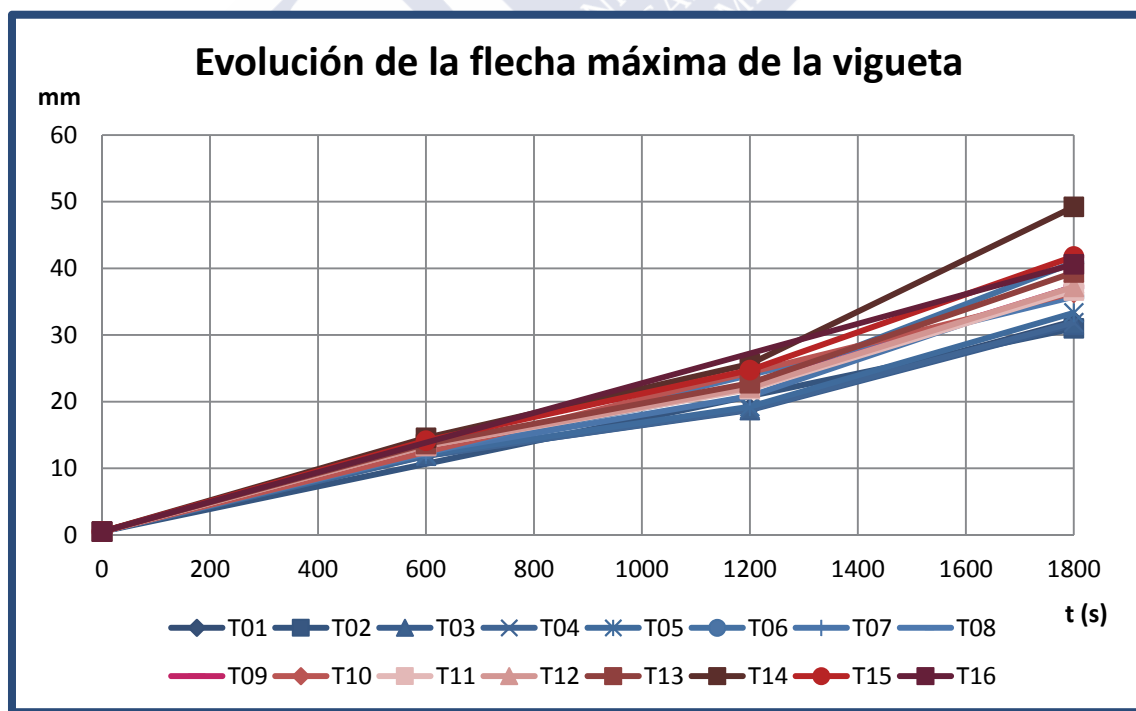


Figura 5.89. Evolución durante el incendio de la flecha máxima de la vigueta

Resultados y discusión

La flecha máxima de la vigueta tras 30 minutos de incendio alcanza valores de entre 31 y 41 mm según geometrías para los casos que sufren cargas térmicas tipo A y de entre 36 y 49 mm según geometrías para los casos que sufren cargas térmicas tipo B. Esto supone que, para una misma geometría, el hecho de que las caras interiores de la unión cola de milano no estén protegidas, si no que se vean afectadas en un grado determinado por cargas térmicas, aumenta la flecha entre un 12 y 20 %

La evolución del aumento de la flecha a lo largo de los 30 minutos de incendio no es constante: la pendiente de la recta va aumentando a medida que aumenta el tiempo de incendio.

La geometría con menor valor de flecha tras 30 minutos de incendio es la misma que tiene menos flecha en situación ordinaria: aquella de BTEST = 0,5; ALTESPIGA = 0,5 y K = 12,5°. Es también la geometría que menos ve aumentada porcentualmente su flecha debido a la situación de incendio respecto a la flecha en situación ordinaria.

Por el contrario la geometría con mayor flecha es la de BTEST = 0,75; ALTESPIGA = 0,9 y K = 9,5°. Estos parámetros geométricos son los mismos que tienen las uniones ensayadas experimentalmente para la realización de este trabajo. Esta geometría es también la que peor flecha en situación ordinaria presentó y la que mayor incremento porcentual de la misma sufrió tras la situación de incendio.

6. Conclusiones

Conclusiones finales

1. A la vista de los resultados obtenidos, no se garantiza que una unión en cola de milano de una estructura de forjado entre una viga y una vigueta, para unas dimensiones de la vigueta de 100 x 200 x 4.200 mantenga la integridad estructural, conservando su función portante, en un incendio de 30 minutos. Por tanto, para que la unión cumpliera R30 habría que dotarla de algún elemento metálico tipo clavija sobre el que habría que realizar una comprobación de estado límite último para garantizar el cumplimiento.
2. Para poder determinar con rotundidad la capacidad portante de una unión en cola de milano en situación de incendio se hace necesaria la realización de una campaña de ensayos experimentales que permitan determinar un criterio de rotura aplicable al modelo de elementos finitos termo-mecánico creado. Los criterios de fallo que actualmente se emplean están diseñados para ser empleados a temperatura ambiente. Este hecho los hace, en la práctica, poco o nada concluyentes respecto a elementos estructurales que se encuentran en situación de incendio, es decir, a temperaturas elevadas. Aunque se intentó mejorar el empleo del índice empleándolo volumétrica y no puntualmente, resultó ser un mejor indicador del comportamiento de cada geometría la deformación de las probetas, es decir, la flecha.
3. El contraste de los resultados de los ensayos experimentales con los modelos de elementos finitos demuestra que las caras internas de la unión en cola de milano están parcialmente expuestas a las acciones térmicas que una situación de incendio provoca, ya que en el interior de la espiga se alcanzan unas temperaturas 2,5 veces más elevadas que si la unión estuviese totalmente termo-aislada y durante el incendio las caras internas de la misma no recibiesen ninguna acción térmica. Consecuentemente, se recomienda que la conexión entre la viga y la vigueta sea lo más íntima posible, minimizando las holguras que se producen entre ellas debido al mecanizado de la espiga en la vigueta y de la mortaja en la viga y a montajes poco esmerados. Por tanto el mecanizado y la ejecución deben realizarse con la mayor precisión posible.
4. Aunque las diferencias en el comportamiento mecánico de las uniones en cola de milano situación de incendio se deben más al grado de exposición a acciones térmicas sobre las caras internas de la unión que a los parámetros geométricos que la definen, sí se observa que hay una geometría que facilita el hecho de que la clavija que será preciso colocar en la espiga reciba la menor cantidad posible de calor, y se trata de la espiga que tiene una altura de 0,9 veces la altura de la vigueta, un ancho en su zona superior de 0,75 veces la anchura de la viga, y un ángulo entre los flancos de 9,5°. Ángulos abiertos en la espiga, a pesar de ser peores mecánicamente que ángulos más cerrados, alejan los flancos de la espiga de su centro y por tanto los focos de transferencia de calor.

Conclusiones

5. Otra vía de reducción de la temperatura que se alcanza en situación de incendio en la unión es el empleo de madera de frondosa. En los ensayos experimentales se comprobó que el empleo de madera de castaño mejora el comportamiento térmico de la unión. En los termopares ubicados en distintas posiciones en el entorno de la unión en cola de milano entre viga y vigueta se obtienen unas temperaturas tras 1800 segundos de incendio, en las uniones realizadas con madera de picea laminada, un 21 % de media más elevadas que en las realizadas con castaño laminado. En el interior de la espiga este incremento en la temperatura es concretamente de un 20 %.

Conclusiones parciales

1. Es posible crear una simulación informática tridimensional mediante el método de los elementos finitos (M.E.F.) empleando el software comercial ANSYS Workbench que simule la degradación térmica a la que se ve sometida una unión carpintera de tipo cola de milano redondeada de dos elementos estructurales de madera de picea laminada encolada que se vea sometida, durante 30 minutos, a las acciones térmicas que establecen el Código Técnico de la Edificación y el Eurocódigo 5 para situación extraordinaria de incendio, con el respaldo normativo del Eurocódigo 5, que postula los métodos avanzados como una de las posibilidades de cálculo de estructuras de madera en situación de incendio.

Esta simulación consta de tres modelos de elementos finitos acoplados entre sí:

- un modelo térmico de transferencia de calor que simula las acciones térmicas de un incendio según la curva normalizada tiempo-temperatura que indica el CTE
 - un modelo mecánico a temperatura ambiente
 - un modelo termo-mecánico para temperaturas en situación de incendio
2. Que el modelo termo-mecánico de elementos finitos sea exitoso y converja no es tarea sencilla debido a las no linealidades en las propiedades térmicas de la madera. Se ha comprobado que la selección de determinados parámetros en el modelo facilitan el hecho de alcanzar la convergencia
 - Que los pasos de carga tengan la duración adecuada. En particular, es necesario que en los primeros momentos del incendio, en los que la temperatura aumenta a una tasa muy elevada, sean de duración igual o inferior a un segundo.
 - Que el tamaño de los elementos finitos sea lo suficientemente pequeño, del orden de 10 mm de arista.
 - Que el tipo de elemento finito sea el adecuado. En particular, seleccionar elementos sólidos de 8 nodos (SOLID70 para análisis térmicos, o SOLID185 para análisis termo-mecánicos) facilitó la convergencia, frente a sus homólogos de 20 nodos (SOLID90 para análisis térmico, y SOLID186 para análisis termo-mecánicos)

Conclusiones

3. El modelo de elementos finitos de tipo térmicos del sistema citado en el punto 1 presenta muy poca sensibilidad en sus resultados a cambios en:
 - el tipo y metodología de mallado (mallado regular o irregular, generado por una u otra metodología, con mayor o menor tamaño de elemento...)
 - el tipo de contactos empleados (*"bonded"*, *"no separation"*, *"rough"*, *"frictionless"*, *"frictional"*) así como la variación de algunos de los parámetros que lo definen (*"scope method"*, *"behavior"*, *"detection method"*, *"normal stiffness"*, *"update stiffness"* y *"pinball region"*)

En cambio sí se muestra sensible a cambios en la formulación empleada, obteniéndose mejores resultados con la *"internal multipoint constraint (MPC) approach"*.

4. El modelo de elementos finitos de tipo mecánicos del sistema citado en el punto 1 se muestra muy sensible, produciéndose variaciones considerables en los resultados, en cuanto a :
 - Tipo de elementos, formulación y valor de coeficiente de rozamiento empleado en los contactos
 - Tipo de método de mallado empleado (particularmente, que el mallado sea irregular o irregular)
 - Tamaño empleado en los elementos finitos.
5. Es posible, bajo el amparo de la norma UNE-EN-1363-1, desarrollar una metodología específica de ensayos de resistencia al fuego de uniones carpinteras de estructuras de madera.
6. Aplicando la metodología desarrollada en este trabajo e indicada en el punto anterior, se obtienen unas velocidades de carbonización de 0,54 mm/min para elementos de madera laminada de castaño y de entre 0,67 y 0,70 mm/min para elementos de madera laminada de píceas, que son similares a las obtenidas en investigaciones anteriores realizadas y a las referidas en el Eurocódigo 5.
7. La temperatura alcanzada en el centro de la espiga de una unión cola de milano durante un incendio no se ve fuertemente influenciada por la geometría de dicha unión:
 - Para los modelos de elementos finitos tipo "A" (en los que la unión se considera que está totalmente protegida de las acciones térmicas del incendio, y las caras internas de la misma no reciben carga térmica ni de convección ni de radiación durante el incendio), tras 30 minutos de incendio oscila desde un valor mínimo de 35,4 °C a uno máximo de 37,6 °C, lo que supone una variación de un 7,95 %.
 - Para los modelos de elementos finitos tipo "B" (en los que la unión se considera que no está totalmente protegida de las acciones térmicas del incendio, y las caras internas de la misma reciben cierta carga térmica tanto de convección como de radiación durante el incendio), tras 30 minutos de incendio oscila desde un valor mínimo 92,3 °C hasta un máximo de 99,5 °C, lo que supone una variación del 8,58 %.

Conclusiones

En ambos casos el valor mínimo de temperatura se obtuvo en la unión con la geometría experimental y el máximo en la unión con altura de espiga de la mitad de la altura de la vigueta, y anchura de espiga igual a la mitad de la anchura de la vigueta.

8. Sí se observan variaciones en la temperatura que se alcanza en los flancos de la espiga en función de la geometría de la misma, en concreto se observó que la temperatura alcanzada es directamente proporcional al ancho de la espiga, o lo que es lo mismo, a la distancia del flanco de la espiga al borde de la vigueta. Así, mientras las variaciones entre modelos cuyo ancho de espiga es el mismo, son de un máximo del 1,6 %, y se deben al ángulo de la espiga, una reducción del ancho de espiga del 25 % supone una reducción de temperatura en el flanco de un máximo del 45,1 %
 - Para los modelos “A” (cola de milano protegida totalmente de las acciones térmicas del incendio), con anchura superior de espiga de 0,75 veces el ancho de la vigueta, oscila desde los 112,8 °C para la espiga que tiene 0,9 veces la altura de la vigueta a los 114,6 °C para la espiga de altura 0,5 veces la vigueta. Para anchuras de espiga de 0,5 veces la anchura de la vigueta, las temperaturas oscilan entre los 80,5 °C y los 83,2 °C.
 - Para los modelos “B” (cola de milano expuesta parcialmente a las acciones térmicas del incendio), con anchura superior de espiga de 0,75 veces el ancho de la vigueta, oscila desde los 178,9 °C para la espiga que tiene 0,9 veces la altura de la vigueta a los 176,4 °C para la espiga de altura 0,5 veces la vigueta. Para anchuras de espiga de 0,5 veces la anchura de la vigueta, las temperaturas oscilan entre los 143,4 °C y los 148,4 °C.
9. En consonancia con el punto anterior, se propone una expresión que ofrece el valor de la temperatura tras 30 minutos de incendio en función de la distancia en proyección vertical del centro de gravedad del flanco de la espiga al borde de la vigueta:

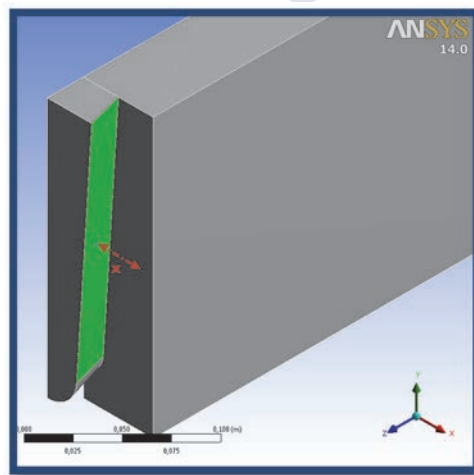


Figura 6.1. Representación gráfica de la distancia del centro de gravedad del flanco de la espiga al borde de la vigueta

Considerando caras de la unión no expuestas:

$$T = -5439,1 \cdot d + 507,19$$

$$R^2 = 0,9697$$

(6-1)

Conclusiones

Considerando caras de la unión semi-expuestas:

$$T = -5497 \cdot d + 576,44 \quad (6-2)$$

$$R^2 = 0,9791$$

Siendo:

T = temperatura en el centro del flanco de la espiga (°C)

d = distancia del centro de flanco de la espiga al borde de la vigueta (m)

10. El uso de criterios de rotura empleados habitualmente en modelos de elementos finitos de estructuras de madera, como puede ser el de Tsai Wu, son difícilmente empleables en análisis de estructuras de madera en situación de incendio. En análisis a temperatura ambiente, y por tanto constante, las propiedades mecánicas del material son valores constantes en el tiempo. Pero en análisis a temperaturas variables en el tiempo y que alcanzan valores elevados debe tenerse en cuenta que las propiedades mecánicas del material son en realidad función de la temperatura.

De acuerdo con el Eurocódigo 5, los valores de resistencia y módulo de elasticidad se van reduciendo a medida que aumenta la temperatura. Así, a 100 °C estos valores son aproximadamente un 40 % de los que se tenían a temperatura ambiente (20 °C). Esta penalización en sus propiedades resistentes provoca que los elementos finitos que poseen una temperatura elevada adquieran valores muy elevados en el índice de rotura según el criterio de Tsai Wu, al ser un índice que, como todos los de rotura, está pensando para evaluar las propiedades resistentes del material a temperatura ambiente.

Debido a esto, aun aplicando el criterio de rotura de Tsai Wu no a todo el modelo, si no exclusivamente a la madera no carbonizada (temperatura < 300 °C) se obtienen índices de rotura según Tsai Wu que alcanzan valores de $1 \cdot 10^7$, excepto en la espiga en los primeros instantes de incendio. Estos valores tan elevados se alcanzan en elementos que tienen temperaturas del orden de 299 °C, y que por tanto, están prácticamente carbonizadas.

Por ello se realizó el cálculo del índice de rotura según el criterio de Tsai Wu considerando sólo los elementos que no habían alcanzado determinadas temperaturas frontera. Por un lado, los elementos que no habían alcanzado 100 °C; y por otro lado los que no habían alcanzado los 41 °C.

11. Considerando las caras de la unión protegidas, sin ataque térmico (modelo A) el volumen de cada componente que ha alcanzado distintas temperaturas en función de las distintas geometrías es el siguiente:

Tiempo de incendio (s)	Volumen de vigueta sin carbonizar ($T^a < 300$ °C) (%)	Volumen de vigueta que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100$ °C) (%)	Volumen de vigueta que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41$ °C) (%)
600	79 – 81	61 – 63	43 – 46
1200	64 – 66	44 – 45	21 – 22
1800	49 – 53	29 – 31	0,06 – 0,12

Tabla 6.1. Evolución de temperatura en la vigueta considerando protegida la unión

Conclusiones

Tiempo de incendio (s)	Volumen de espiga sin carbonizar ($T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de espiga que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de espiga que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)
600	100	100	90 – 93
1200	100	97	50 – 63
1800	100	79 – 97	14 – 20

Tabla 6.2. Evolución de temperatura en la espiga considerando protegida la unión

Tiempo de incendio (s)	Volumen de viga sin carbonizar ($T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de viga que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de viga que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)
600	91	82	73
1200	82 – 83	73	59
1800	76 – 77	64 – 65	48-49

Tabla 6.3. Evolución de temperatura en la viga considerando protegida la unión

Tiempo de incendio (s)	Volumen de mortaja sin carbonizar ($T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de mortaja que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de mortaja que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)
600	95	85-87	70-71
1200	90-92	74-76	52-56
1800	82-85	61-64	31-40

Tabla 6.4. Evolución de temperatura en la mortaja considerando protegida la unión

12. Considerando las caras de la unión semiexpuestas, con ciertas cargas térmicas sobre las caras internas de la unión durante el incendio (modelo B) el volumen de cada componente que ha alcanzado distintas temperaturas en función de las distintas geometrías es el siguiente:

Tiempo de incendio (s)	Volumen de vigueta sin carbonizar ($T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de vigueta que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de vigueta que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)
600	79 – 81	61 – 63	43 – 45
1200	64 – 66	43 – 45	20 – 21
1800	49 – 52	29 – 30	0,00

Tabla 6.5. Evolución de temperatura en la vigueta considerando semiexpuesta la unión

Tiempo de incendio (s)	Volumen de espiga sin carbonizar ($T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de espiga que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de espiga que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)
600	100	84-91	34 – 49
1200	100	55-60	0,5 – 1,2
1800	99-100	21 – 30	0,00

Tabla 6.6. Evolución de temperatura en la espiga considerando semiexpuesta la unión

Conclusiones

Tiempo de incendio (s)	Volumen de viga sin carbonizar ($T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de viga que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de viga que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)
600	91	81	71-72
1200	82	72-73	57-58
1800	76 – 77	63 – 65	47-48

Tabla 6.7. Evolución de temperatura en la viga considerando semiexpuesta la unión

Tiempo de incendio (s)	Volumen de mortaja sin carbonizar ($T^a < 300\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de mortaja que conserva un 25 % de su resistencia mecánica ($T^a < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)	Volumen de mortaja que conserva un 80 % de su resistencia mecánica ($T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$) (%)
600	93-94	75-78	56-60
1200	87-88	65-69	38-39
1800	80-81	52-61	15-19

Tabla 6.8. Evolución de temperatura en la mortaja considerando semiexpuesta la unión

13. Tomando los casos en los que se considera en el análisis sólo la madera que conserva un 80 % de sus propiedades resistentes, es decir, a la madera que se mantiene a temperatura inferior a 41°C , y calculando su índice de rotura según el criterio de Tsai Wu se tiene que:

Si se considera la unión protegida (modelos térmicos tipo A):

Tiempo de incendio (s)	Máximo valor del índice de Tsai Wu en la espiga (coincidente con el valor en la vigueta)	Máximo valor del índice de Tsai Wu en la mortaja (coincidente con el valor en la viga)
600	0,66 – 0,77	Valores de 1,02-1,36 que se considera que se deben al apoyo de la testa de la vigueta, y no provocan fallo (sólo un 0,8 % del volumen de la mortaja, lo que supone un 0,07 % del volumen de la viga, en el peor de los casos, presenta índice de Tsai Wu > 1)
1200	0,63 – 0,75	Valores de 0,92-1,58 que se considera que se deben al apoyo de la testa de la vigueta, y no provocan fallo (sólo un 0,9 % del volumen de la mortaja, lo que supone un 0,08 % del volumen de la viga, en el peor de los casos, presenta índice de Tsai Wu > 1)
1800	El valor máximo del índice de Tsai Wu sólo supera la unidad en una de las geometría propuestas, con un valor de 1,0, lo que supone un 2 % del volumen de la espiga (equivalente también a un 2 % del volumen de la vigueta, ya que el único volumen con $T^a < 41\text{ }^{\circ}\text{C}$ de la vigueta pertenece a la espiga)	Valores de 1,1 a 1,3. Un 1,14 % del volumen de la mortaja, lo que supone un 0,09 % del volumen de la viga, en la peor de las geometrías, presenta índice de Tsai Wu > 1.

Conclusiones

Si se considera la unión semiexpuesta (modelos térmicos tipo B):

Tiempo de incendio (s)	Máximo valor del índice de Tsai Wu en la espiga (coincidente con el valor en la vigueta)	Máximo valor del índice de Tsai Wu en la mortaja (coincidente con el valor en la viga)
600	0,52 – 0,83	El valor máximo del índice de Tsai Wu no supera la unidad, excepto en una de las geometría propuestas, con un valor de 1,2. En este caso en el 0,20 % del volumen de la mortaja, lo que supone un 0,01 % del volumen de la viga, se tiene un Tsai Wu superior a la unidad.
1200	0,35 – 0,37	0,36-0,70
1800	No queda en la espiga, ni en la vigueta, volumen de madera alguno con temperatura inferior a 41 °C	Valores inferiores a la unidad (entre 0,31 y 0,81) en todas las geometrías

14. Para comparar unas geometrías con otras se atendió a la flecha observada en la vigueta, con los siguientes resultados:

Si se considera la unión protegida (modelos térmicos tipo A):

Tiempo de incendio (s)	Flecha según geometría (mm)	Comentario
600	11,8 – 12,9	El mejor comportamiento se observa en la cola de milano cuya espiga tiene una altura de 0,7 veces la altura de la vigueta.
1200	18,7 – 20,8	El mejor comportamiento se observa en la cola de milano cuya espiga tiene una altura de 0,6 veces la altura de la vigueta.
1800	31,0 – 40,9	El mejor comportamiento se observa en la cola de milano cuya espiga tiene una altura de 0,5 veces la altura de la vigueta y un ancho en la zona superior de 0,5 veces la anchura de la vigueta.

Si se considera la unión semiexpuesta (modelos térmicos tipo B):

Tiempo de incendio (s)	Flecha según geometría (mm)	Comentario
600	13,4 – 14,6 mm	El mejor comportamiento se observa en la cola de milano cuya espiga tiene una altura de 0,7 veces la altura de la vigueta.
1200	21,9 – 25,6 mm	El mejor comportamiento se observa en la cola de milano cuya espiga tiene una altura de 0,6 veces la altura de la vigueta.
1800	31,9 – 49,2 mm	El mejor comportamiento se observa en la cola de milano cuya espiga tiene una altura de 0,5 veces la altura de la vigueta y un ancho en la zona superior de 0,5 veces la anchura de la vigueta.

15. El hecho de que la unión esté protegida o parcialmente expuesta, en términos de que las caras internas de la unión reciban cargas térmicas de convección y de radiación durante el desarrollo del incendio, condiciona directamente temperatura que se alcanza en los elementos de la unión, y particularmente en la espiga de la cola de milano.

Este condicionamiento directo de la temperatura provoca a su vez un condicionamiento indirecto del comportamiento mecánico de la unión.

Así, el considerar la unión expuesta en los términos de este trabajo, respecto a considerarla totalmente protegida, provoca:

- Un aumento en la temperatura en el centro de la espiga tras 1800 segundos de incendio de entre el 60,9 y el 61,4 %, según geometrías
- Un aumento en la flecha máxima de entre un 11 y un 15 % según geometrías

Conclusiones

16. En consecuencia con el punto anterior, se propone la definición de un coeficiente de exposición, K_{exp} , que sea indicador del grado de exposición de las caras internas de la unión a cargas térmicas de convección y de radiación durante el incendio, y que indique, en tanto por uno, cuánto se aparta el comportamiento de la unión del comportamiento ideal de una unión con sus caras internas perfectamente aisladas.



7. Futuras líneas de investigación

En este trabajo se aborda por vez primera en España el empleo del método de los elementos finitos en el análisis del comportamiento de una unión carpintera del tipo de cola de milano redondeada en situación de incendio. Durante la realización del mismo se detectaron aspectos en los que sería interesante profundizar y que se postulan como hipotéticas líneas de investigación futuras:

- La metodología empleada en esta tesis es aplicable a cualquier otro tipo de unión carpintera tradicional sin más que variar la geometría de entrada en el modelo de elementos finitos y seleccionar cuidadosamente los lugares donde ubicar los termopares en los ensayos experimentales que necesariamente se han de hacer para validar el modelo.
- Los ensayos experimentales realizados lo fueron sin carga mecánica sobre los elementos estructurales. La realización de ensayos experimentales con carga redundaría en un mayor conocimiento acerca del comportamiento de la unión en situación de incendio.
- Se considera también de interés futuro el abordar la aplicación de esta metodología a uniones en las que intervengan elementos de acero: herrajes, clavijas, pasadores... De hecho a nivel europeo existen ya algunas investigaciones en este sentido.
- Aunque se realizaron ensayos experimentales sobre probetas de madera laminada tanto de píceas como de castaño, no se pudo crear un modelo de elementos finitos de la frondosa al desconocerse las propiedades térmicas y mecánicas de la misma a temperaturas elevadas. Investigaciones de determinación del valor de dichas propiedades se propone como futuros trabajos de interés.
- Una de las principales conclusiones de este trabajo es que la unión en cola de milano no está totalmente protegida, en su interior, de las acciones térmicas del incendio, y que el grado de protección que posee la misma determina su comportamiento resistente. Sería de gran interés el realizar varios ensayos experimentales en los que el ensamblaje de la viga y la vigueta se realizase de modos distintos: con mayor o menor holgura, colocando elementos termoaislantes o no, etc. para correlacionar el grado de protección de la unión con los resultados obtenidos.

Futuras líneas de investigación

- Una línea de trabajo futura de mucho interés a la par que compleja sería el abordar la propuesta de algún tipo de criterio de fallo de la unión (o, generalizando, del sistema estructural analizado) en situación de incendio. Es un vacío observado ya en la revisión de investigaciones anteriores y que otros autores también han apuntado.

Aunque a falta de otros indicadores mejores, algunos investigadores han aplicado los criterios clásicos de rotura en situación de temperatura ambiente, estos no están diseñados para ser empleados a temperaturas elevadas. Otros investigadores directamente optan por obviar este tipo de índices y han decidido emplear criterios de desplazamiento o de deslizamiento como indicadores de fallo, y/o para comparar entre sí distintas geometrías de una misma unión.



8. Bibliografía

- [1] Aicher, S. y Klöck, W. "Linear versus quadratic failure criteria for in-plane loaded wood based panels." *Otto-Graff-Journal*, no. 12, pp. 187-199. 2001.
- [2] Akita, K. *Studies on the mechanism of ignition of wood. Report of Fire Res. Inst. of Japan* 9(1,2), 98 pp. 1959.
- [3] American Wood Council. *Calculating the Fire Resistance of Exposed Wood Members. Technical Report 10*. Washington D.C. American Wood Council 2003.
- [4] ANSYS® Academic Research, Release 14.0, Help System, ANSYS, Inc. 2012.
- [5] ANSYS, Inc. (2013). [En línea, disponible 27/01/2013].
URL. <http://www.ansys.com/>
- [6] Argüelles Álvarez, R., Arriaga Martitegui, F. y Martínez Calleja, J. J. *Estructuras de madera diseño y cálculo*. Madrid. AITIM. 2000.
- [7] Argüelles, R. *Predicción con Simulación Animada del comportamiento de piezas de madera. Tesis doctoral*. 1994.
- [8] Argyris, J. H. y Kelsey, S. "Energy Theorems and Structural Analysis," *Aircraft Engineering*, vol. 26-27, 1954-1955.
- [9] Arima, T. "Creep in process of temperature change. III Prediction of creep at elevated temperature", *J. Jap. Wood Research Soc.*, vol. 2, no. 19, pp. 75-79. 1979.
- [10] Arriaga Martitegui F. et al., *Guía de la madera*. Madrid. AITIM. 1994.
- [11] ASTM E119-12a, *Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials*. 2012.
- [12] Audebert, M. *Approche expérimentale et modélisation du comportement au feu d'assemblages bois sous différents types de sollicitations. Tesis Doctoral*. Université Blaise Pascal Clermont-Ferrand et CSTB, Francia. 2010.
- [13] Audebert, M., Dhima, D., Taazount, M., y Bouchaïr, A. "Behavior of dowelled and bolted steel-to-timber connections exposed to fire" *Engineering Structures*, no. 39, pp. 116-125. 2012.

Bibliografía

- [14] Audebert, M., Dhima, D., Taazount, M., y Bouchaïr, A. "Numerical investigations on the thermo-mechanical behavior of steel-to-timber joints exposed to fire" *Engineering Structures* , no. 33, pp. 3257-3268. 2011.
- [15] Audebert, M., Dhima, D., Taazount, M., y Bouchaïr, A. "Thermo-mechanical behaviour of timber-to-timber connections exposed to fire," *Fire Safety Journal*, no. 56, pp. 52-64. 2013.
- [16] Ayme, N. "Assemblages bois-metal en double cisaillement," en *Rapport Du Comportement Au Feu D'Assemblages Bois*, CTICM Ref. SR21-03/121-NA/PB. CTICM. París, Francia. 2003.
- [17] Babrauskas, V. "Charring rate of wood as a tool for fire investigations," *Fire Safety Journal* , no. 40, pp. 528-554. 2005.
- [18] Bach, L. *Non-linear mechanical behavior of wood in longitudinal tension. Ph. D. Thesis.* 1965.
- [19] Baño, V. *Análisis mediante simulación numérica de la pérdida de resistencia de la madera por la presencia de nudos. Tesis doctoral.* Universidad de Santiago de Compostela. 2009.
- [20] Barthel, R., Jagfeld, M., y Gengnagel, C. *Analytische Untersuchungen einer maschinell abgebundenen Zapfenverbindung aus Konstruktionsvollholz zwischen Haupt-und Nebenträger mit Hilfe der FE-Methode. Repor*, Technical University. Munich, Alemania. 1999.
- [21] Blagojevic, M. Dj., y Dusica, J. P. "A new curve for temperature-time relationship in compartment fire," *Thermal Science*, vol. 15, no. 2, pp. 339-352. 2011.
- [22] Bobacz, B. *Behavior of Wood in Case of Fire – Proposal for a Stochastic Dimensioning of Structural Elements. Dissertation.* Universität für Bodenkultur Wien. Institut für Bautechnik und Naturgefahren. 2006.
- [23] British Standard BS 476. *BS 476. Part 13. Fire Tests on Building Materials and Structures, Part 13. Method of measuring the ignitability of products subjected to thermal irradiance.* 1987.
- [24] Buchanan, A. H. "Structural Design for Fire Safety," *Chapter 10 in "Timber Structures"*.. John Wiley & Sons Ltd. 2001.
- [25] Cabrero J. M. y Gebremedhin, K. G. "Evaluation of Failure Criteria in Wood Members," en *World Conference on Timber Engineering Proceedings*. 2010.

Bibliografía

- [26] Cabrero, J. M., Gebremedhin, K. G. y Elorza, J. "Evaluation of Failure Criteria in Wood Members," en *ASABE Annual International Meeting Proceedings*. Reno, Nevada. 2009.
- [27] Cachim, P. B. y Franssen, J. M. "Numerical modelling of timber connections under fire loading using a component model," *Fire Safety Journal*, vol. 44, no. 6, pp. 840-853. 2009.
- [28] CADWORK. (2013).
[En línea, disponible 19/01/2013].
URL. <http://www.cadwork.com/>
- [29] Cedering, M. *Effect of the charring rate of Norway spruce from changes in the oxygen content*. Gothenburg, Sweden. Department of Structural Engineering and Mechanics, Steel and Timber structures, Chalmers University of Technology. 2004.
- [30] Cedering, M. "Effect on the charring rate of wood in fire due to oxygen content, moisture content and wood density," en *Fourth International Workshop "Structures in Fire"*. Aveiro, Portugal. 2006.
- [31] Çengel, Y. A. *Transferencia de calor*. Ciudad de México. McGraw-Hill, 2003.
- [32] Cerbe G., y Wilhelms, G. *Technische Thermodynamik – Theoretische Grundlagen und praktische Anwendungen*. Carl Hanser Verlag München. 2005.
- [33] Chapman, A. J. *Heat Transfer*. 4th ed. Macmillan Publishing Company. 1984.
- [34] Chapra, S. C. y Raymond, P. C. *Métodos numéricos para ingenieros*, 5th ed. México. McGraw-Hill. 2007.
- [35] Clancy, P. *Time and probability of failure of timber framed walls in fire. Thesis of Victoria University of Technology*. 1999.
- [36] Clough, R. W. "The Finite Element Method in Plane Stress Analysis," in *Proceedings, Second ASCE Conference on Electronic Computation*. Pittsburgh, PA, USA, pp. 345-378. 1960.
- [37] Collier, P. C. R. "Charring Rates of Timber" en *BRANZ Study Report No. 42*. Building Research Association of New Zealand. 1992.
- [38] Collier, P. C. R. "Design of Loadbearing Light Timber Frame Walls for Fire Resistance. Part 1" *BRANZ Study Report SR 36*. 1991.
- [39] Courant, R. "Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations" *Bulletin of American Mathematical Society*, no. 49, pp. 1-23. 1943.

Bibliografía

- [40] Crespo, J., Regueira, R., Soilán, A., Díez, R., y Guaita, M. "Desarrollo de metodología para la determinación de los coeficientes de fricción estático y dinámico de diferentes especies de madera.," en *1º Congresso Ibero-LatinoAmericano da Madeira na Construção, 07-09 Junio*. Coimbra, Portugal. 2011.
- [41] CTE DB SE-AE. *Código Técnico de la Edificación. Documento Básico Seguridad Estructural – Acciones en la edificación*. Ministerio de Fomento. Gobierno de España. 2009.
- [42] CTE DB SE-M. *Código Técnico de la Edificación. Documento Básico Seguridad Estructural - Madera*. Ministerio de Fomento. Gobierno de España. 2009.
- [43] CTE DB SI. *Documento Básico. Seguridad en caso de incendio*. Ministerio de Fomento. Gobierno de España. 2010.
- [44] Cutter B. E., y Mc. Guinness Jr., E. A. "A note on density change patterns in charred wood." *Wood and Fiber*, vol. 1, no. 13, pp. 39-44. 1981.
- [45] Dassault Systèmes. (2013).
[En línea, disponible: 11/03/2013].
URL:<http://www.3ds.com/products/simulia/portfolio/abaqus/abaqus-portfolio/abaqusstandard/>
- [46] Dietsch, P. *Development of a finit-element model for parameter studies of a dovetail connection. Diploma thesis, Technische Universität*. Munich, Alemania. 2005.
- [47] Dorn H. y Egner, K. "Brandversuche an bretttschichtverleimten Holzträgern unter Biegebeanspruchung," *Holz als Roh- und Werkstoff*, pp. 308-320. 1967.
- [48] Dpto. Madera y Mueble - Instituto Virgen de la Paloma. (2012).
[En línea, disponible 20/08/2012].
URL:<http://www.maderapaloma.com/pdf/aula/abaco-kollman.pdf>
- [49] Dunlap, F. "The specific heat of wood," Madison, Wisconsin. 1912.
- [50] Eberhardsteiner, J. *Mechanisches Verhalten von Fichtenholz*. Viena, Austria. Springer. 2002.
- [51] EN 1363-1.1999. Fire Resistance Tests—Part 1. General Requirements. 1999.
- [52] Erchinger, C. *Zum Verhalten von mehrschnittigen Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen im Brandfall*. Tesis Doctoral. ETH ZÜRICH. 2009.
- [53] Erchinger, C. Frangi, A. y Fontana, M. "Fire design of steel-to-timber dowelled connections," *Engineering Structures*, no. 32, pp. 580-589. 2010.

Bibliografía

- [54] Erchinger, C., Frangi, A. y Mischler, A. "Thermal investigations on multiple shear steel-to-timber connections," en *Ninth World Conference on Timber Engineering, WCTE 2006*. Portland, Oregon, USA. 2006.
- [55] Fernández-Golfín Seco, J. I. y Álvarez Noves, H. *Manual de secado de maderas*. Madrid. AITIM. 1998.
- [56] FireInTimeResearch Partners. *Fire safety in timber buildings. Technical guideline for Europe*. Stockholm. SP Technical Research Institute of Sweden. 2010.
- [57] Fornather J. y Bergmeister, K. *Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 1-Teil 2 (KBV 1/2)*. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau. Universität für Bodenkultur. Viena. 2001.
- [58] Fornather, J., Bergmeister, Luggin, K. W. y Giertlovà, Z. *Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 1 – Teil 1 (KBV 1/1)*. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau. Universität für Bodenkultur. Viena. 2000.
- [59] FPL. *Handbook of wood and wood-based materials for engineers, architects, and builders*. Washington DC. Department of Agriculture. Hemisphere Publishing Corp. 1989.
- [60] FPL. *Wood handbook. Wood as an engineering material. Agriculture Handbook No. 72*. Washington DC. Forest Products Laboratory U. S. Department of Agriculture. 1972.
- [61] Frangi, A. *Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken. Dissertation. ETH Zürich Nr. 14328. Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), ETH Zürich. IBK Bericht Nr. 269. Birkhäuser Verlag Basel, Zürich. 2001.*
- [62] Frangi, A. *Untersuchungen zum Brandverhalten von Holzdecken aus Hohlkastenelementen. IBK Bericht Nr. 283. 2004.*
- [63] Frangi, A., Erchinger, C. y Fontana, M. "Charring model for timber frame floor assemblies with void cavities" *Fire Safety Journal*, no. 43, pp. 551-564. 2008.
- [64] Frangi, A. Erchinger, C. y Fontana, M. "Experimental fire analysis of steel-to-timber connections using dowels and nails" *Fire and Materials*, no. 34, pp. 1-19. 2010.
- [65] Frangi, A. y Fontana, M. "Charring rates and temperature profiles of wood sections," *Fire and Materials*, no. 27, pp. 91-102. 2003.
- [66] Frangi A. y König, J. "Effect of increased charring on the narrow side of rectangular timber cross-sections exposed to fire on three or four sides." *Fire and Materials*, no. 35, pp. 593-605. 2011.

Bibliografía

- [67] Franssen, J. M. *User's manual for SAFIR 2007. A computer program for analysis of structures..* University of Liege, Department ArGenCo, Service Structural Engineering. Liege, Bélgica. 2007.
- [68] Franssen, J. M., Kodur, V. K. R. y Mason, J. *User's manual for SAFIR 2004 – A computer program for analysis of structures subjected to fire.* University of Liege, Department Structures du Génie Civil – Service Ponts et Charpentes. Liege, Bélgica. 2005.
- [69] Fredlund, B. *A model for heat and mass transfer in timber structures during fire.* Lund University. 1988.
- [70] Fredlund, "Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire," *Fire safety journal*, vol. 20, pp. 39-69. 1993.
- [71] Gammon, B. D. *Reliability analysis of wood-frame assemblies exposed to fire, Dissertation.* University of California. Berkeley. U.M.I Dissertation Services. 1987.
- [72] García Esteban, L. *La Madera y su anatomía: anomalías y defectos, estructura microscópica de coníferas y frondosas, identificación de maderas, descripción de especies y pared celular.* Madrid. Fundación Conde del Valle de Salazar - Mundi-Prensa – AITIM. 2003.
- [73] García Esteban, L. et al. *Anatomía e identificación de maderas de coníferas a nivel de especie.* Madrid. Mundi-Prensa. 2002.
- [74] García Esteban, L., Guindeo Casasús, A. y de Palacios de Palacios, P. *Maderas de coníferas.* Madrid. Fundación Conde del Valle Salazar. 1996.
- [75] Gerhards, C. C. "Effect of moisture content and temperature on mechanical properties of wood. an analysis of immediate effects." *Wood and Fiber*, vol. 1, no. 14, pp. 4-36, 1982.
- [76] Glos, P. y Henrici, D. *Festigkeit von Bauholz bei hohen Temperaturen.* Institut für Holzforschung der Universität München. Munich. 1991.
- [77] Goss, W. P. y Miller, R. G. *Thermal Properties of Wood and Wood Products.* Oak Ridge National Laboratory. 1992.
- [78] Great Britain Ministry of Technology and Fire Offices' Committee, Joint Fire Research Organization. *Fire Research 1963; report of the Fire Research Board with the report of the Director of Fire Research.* Londres. 1964.

Bibliografía

- [79] Great Britain Ministry of Technology and Fire Offices' Committee, Joint Fire Research Organization. *Fire Research 1964; report of the Fire Research Board with the report of the Director of Fire Research*. Londres. 1965.
- [80] Guindeo Casasús A. *et al.* *Especies de madera para carpintería, construcción y mobiliario*. Madrid. AITIM. 1997.
- [81] Guindos, P. *Modelos de elementos finitos tridimensionales para simular el comportamiento de madera con presencia de nudos, empleando la analogía fluido-fibra y validación con fotogrametría de objeto cercano. Tesis doctoral. Universidad de Santiago de Compostela*. 2011.
- [82] Gupta K. K. y Meek, J. L. "A Brief History of the Beginning of the Finite Element Method," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 39, pp. 3761-3774. 1996.
- [83] Hadjisophocleous, G. "Fire severity" en *Fire Resistance Course*. Ottawa, Canada. Carleton University, 2003.
[En línea, disponible el 27/02/2013].
URL: <http://http-server.carleton.ca/~ghadjiso/82579/Fire%20Severity%20-%205.pdf>
- [84] Hadvig, S. *Charring of wood in building fires*. Laboratory of Heating and Air conditioning. Technical University of Denmark. 1981.
- [85] Hall, G. *Fire resistance tests of laminated timber beams*. Timber Research and Development Association. Hughenden Valley. High Wycombe. Inglaterra. 1968.
- [86] Hall G. S. *et al.* *Fire Performance of Timber - A Literature Survey*. Timber Research and Development Association. Hughenden Valley. High Wycombe. Inglaterra. 1972.
- [87] Harada, K. "A review on structural fire resistance," en *Proceedings of the 4th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology*. Tokyo. Asia-Oceania Association for Fire Science & Technology. Japan Association for Fire Science and Engineering., pp. 155-163. 2000.
- [88] Hawley, L. F. "Combustion of wood," *Chapter 19 in Wood Chemistry, Vol II, by Louis E. Wise and Edwin C. Jahn, 2nd Edition*. New York. Reinhold Pub. Co. 1952.
- [89] Hearmon, R. F. S. y Burcham, J. N. "Specific Heat and Heat of Wetting of Wood," *Nature*, vol. 176, no. 978. 1955.
- [90] Hochstrate, M. *Untersuchungen zum Tragverhalten von CNC gefertigten Schwalbenschwanzverbindungen. Diplom thesis*. FH Hildesheim, Alemania. 2000.

Bibliografía

- [91] Hoffmann, F. *Untersuchung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit. Dissertation.* Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik der Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig. 1979.
- [92] Holman, J. P. *Transferencia de calor.* 8ª ed., (1ª en español). Madrid. McGraw-Hill, Interamericana de España. 2000.
- [93] Hostikka S. y McGrattan, K. B. "Large Eddy Simulation of Wood Combustion." en *International Interflam Conference. Edinburgh. Scotland. 9th Proceedings.* Londres. 2001.
- [94] IDETER S. L. (2010).
Sitio web de IDETER S. L.
[En línea, disponible 07/10/10].
URL:<http://www.ideter.com>
- [95] ISO 834.1999. *Norm ISO 834. Fire-Resistance Tests – Elements of Building Construction – Part 1. General Requirements.* 1999.
- [96] Janssens, M. "Modelling the thermal degradation of structural wood members exposed to fire" *Fire Safety Journal*, no. 28, pp. 199-207. 2004.
- [97] Janssens, M. "Thermo-physical properties for wood pyrolysis models" en *Pacific Timber Engineering Conference.* Gold Coast. Australia. 1994.
- [98] Jiménez Peris, F. J. Cuevas Espinosa, I. y Morales Méndez, E. *Madera Laminada Enconlada Estructural (MLE). Resistencia al fuego y característica mecánicas.* Badajoz. Abecedario. 2006.
- [99] Johansen, K. W. "Theory of timber connections," *Int Assoc Bridges Struct Eng (IABSE)*, no. 9, pp. 249-262, 1949.
- [100] Johnson, H. *La madera ("The International Book of Wood").* Barcelona. Blume. 1996.
- [101] Kern, D. Q. *Procesos de transferencia de calor*, Trigésimo novena ed. México. McGraw-Hill Book Co. Inc.. 2007.
- [102] Klingsch, W., Tavakkol-Khah, M., Wesche, J. y Kersken-Bradley, M. "Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten," en *Schlussbericht. Forschungsvorhaben (F-90/1).* Bergische Universität Wuppertal. 1993.
- [103] Knublauch, E. "Über Ausführung und Aussagefähigkeit des Normbrandversuches nach DIN 4102, Blatt 2 im Hinblick auf die Nachbildung natürlicher Schadensfeuer" en *BAM-Bericht Nr. 16.* Berlin. Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM). 1982.

Bibliografía

- [104] Knudson, R. M. "Performance of structural wood members exposed to fire" *Forest Products Journal*, vol. 25, no. 2, pp. 23-32. 1975.
- [105] Koch, P. "Specific heat of oven-dry spruce pine wood and bark." *Wood Science*, vol. 1. 1969.
- [106] Kollmann, F. "Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe," en *Zweite Auflage, erster*. pp. 737-742. 1951.
- [107] Kollmann, F. *Tecnología de la Madera y sus aplicaciones. Tomo primero*. Madrid. Instituto forestal de investigaciones y experiencias. 1959.
- [108] Kollmann, F. "Über das mechanische Verhalten von Kiefernholz bei Biegung und Temperaturen zwischen 20 und 100°" en *Zweite Mitteilung über mechanische Prüfungen an Holz im hochfrequenten Wechselfeld*. Stockholm . Svenska Träforskningsinstitutet, Träteknik Avdelningen., Medd. 22. 1951.
- [109] Kollmann, F. "Über die Wärmeleitfähigkeit von Holz und Holzwerkstoffen," en *Holz als Roh- und Werkstoff*. pp. 201-204. 1956.
- [110] Kollmann, F. "Vorgänge und Änderungen von Holzeigenschaften beim Darnpfen," en *Holz*, vol. 2, no. 1, pp. 1-11. 1939.
- [111] Kollmann, F. y Schultz, F. "Versuche über den Einfluss der Temperatur auf die Festigkeitswerte von Flugzeugbaustoffen, 1. und 2.," en *Teilbericht, Reichsanstalt für Holzforschung*. Eberswalde. 1944.
- [112] König, J. "Effective thermal actions and thermal properties of timber members in natural fires" *Fire & Materials*, no. 30, pp. 51-63. 2006.
- [113] König, J. *Fire exposed simply supported wooden I-joists in floor assemblies. SP Wood Technology SP REPORT 2006.44. ISBN 91-85533-32-7. ISSN 0284-5172*. BORÅS, SWEDEN. SP Swedish National Testing and Research Institute. 2006.
- [114] König, J. *Fire resistance of timber joists and load bearing wall frames. Report No. 1 9412071*. Stockholm. Swedish Institute. 1995.
- [115] König, J. *Small-scale fire tests of heavy timber components. SP Report 0310036, SP Wood Technology*. Borås, Sweden. 2003.
- [116] König, J. "Structural fire design according to Eurocode 5-design rules and their background," *Fire and Materials*, no. 29, pp. 147-163. 2005.

Bibliografía

- [117] König, J. y Fontana, M. "The Performance of Timber Connections in Fire —Test Results and Rules of Eurocode 5." En: *Proceedings of the RILEM Symposium Joints in Timber Structures*, pp. 639-648. H.-W.Reinhardt (Eds.). Stuttgart, Alemania. 2001.
- [118] König, J., Norén, J., Olesen, F. B., y Hansen F. T. *Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires - Part 1. Fire tests. Report No. I 9702015*. Stockholm. Swedish Institute for Wood. 1997.
- [119] König, J. y Walleij, L. *One-Dimensional Charring of Timber Exposed to Standard and Parametric Fires in Initially Unprotected and Postprotection Situations*. Stockholm. Trätekt, Rapport I 9908029. 1999.
- [120] König, J. y Walleij, L. *Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires, Part 2. A design model for standard fire exposure. Trätekt Rapport I 0001001*. Stockholm. Swedish Institute for Wood Technology Research. 2000.
- [121] König, J. *The reduced cross-section method for light timber frame construction with solid timber members. SP Report 2009:46*. 2009.
- [122] Kreuzinger, H., y Spengler, R. *Zum Trafverhalten von maschinell abgebundenen Zapfenverbindungen aus Konstruktionsvollholz zwischen Haupt-und Nebenträger. Technical repor LKI 7313, Technische Universität. Munich, Alemania. 1999*.
- [123] Kruppa, J., Lamadon, T., y Racher, P. *Fire resistance tests of timber connections. CTICM, INC-00/187-JK/NB.. 2000*.
- [124] Kühlmann, G. "Untersuchung der thermischen Eigenschaften von Holz und Spanplatten in Abhängigkeit von Feuchtigkeit und Temperatur im hygroskopischen Bereich." *Holz als Roh- und Werkstoff*, no. 7. 1962.
- [125] Lache, M. *Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz, Brettschichtholz und Holzwerkstoffen. AIF-Forschungsvorhaben Nr. 7796 und 8744*. 1992.
- [126] Landrø, H. *Verification of the fire resistance of construction elements and structures. PhD in The Norwegian Institute of Technology. SINTEF NBL. Trondheim, Noruega. 1983*.
- [127] Laplanche, K. *Etude du comportement au feu des assemblages de structure bois. Approche expérimentale et modélisation. Thèse. Frankreich. Université Blaise-Pascal – CUST. Clermont-Ferrand. Francia. 2006*.
- [128] Laplanche, K., Dhima, D., y Racher, P. "Predicting the behaviour of dowelled connections in fire. Fire tests results and heat transfer modelling" en *8th World conference of timber engineering vol. 2.*, pp. 335-341. 2004.

Bibliografía

- [129] Laplanche, K., Dhima, D., y Racher, P. "Thermo-mechanical modelling of the timber connection under fire using 3D finite element model" en *Proc. World Conference on Timber Engineering, Portland, Oregon, USA*. 2006.
- [130] Lau, P. W. C., Zeeland, I. V. y White, R. "Modelling the char behaviour of structural timber" en *Proceedings of the Fire and Materials '98 Conference. 23-24 February, 1998*. pp. 123-135. 1998.
- [131] Lewin, M., y Goldstein, I. S. *Wood Structure and Composition*. New York. Marcel Dekker Inc.. 1991.
- [132] Lie, T. T. *Structural Fire Protection. Manuals and Reports on Engineering Practice No. 78*. American Society of Civil Engineers. 1994.
- [133] Lingers, A. *Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau. Dissertation. Lehrstuhl für Holzkunde und Holztechnik*. Technische Universität München. 2003.
- [134] Luthe, R., Olivera, A. y Schutz, F. *Métodos numéricos*. México. Limusa, 1984.
- [135] MacLean, J. D. "Thermal conductivity of wood," *Heating, Piping, Air*, no. 13, pp. 380-391. 1941.
- [136] Maku, T. "Studies on the heat conduction in wood" *Wood Research Institute. Japan., Bulletin Nr. 13*. Kyoto University. 1954.
- [137] Matsumoto, T., Fujiwara, T. y Kondo, J. *12th Symposium on Combustion. The Combustion Institute*. pp. 515-531. Pittsburgh. 1969
- [138] McMillin, C. W. "Specific Heat of Oven-Dry Loblolly Pine Wood," *Wood Sci*, vol. 2, no. 2, pp. 107-111. 1969.
- [139] Medina, H. (2009)
Física 1.
[En línea, disponible 21/04/2012].
URL:http://biblioteca.pucp.edu.pe/docs/elibros_pucp/medina_hugo/Medina_Fisica2_Cap1.pdf
- [140] Mehaffey, J. R., Cuerrier, P. y Carisse, G. "A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire," *Fire & Materials*, no. 18. 1994.
- [141] Mikkola, E. *Charring of wood. VTT-Technical Research Center of Finland, Espoo. VTT Research Reports 689; Project PAL7003*. 1990.

Bibliografía

- [142] Mikkola E. y Wichman, S. "On the Thermal Ignition of Combustible Materials," *Fire and Materials*, vol. 14, pp. 87-96. 1989.
- [143] Moraes, P. D., Rogaume, Y., Bocquet, J. F. y Triboulot, P. "Influence of temperature on the embedding strength" *Holz als Roh- und Werkstoff*, vol. 4, no. 63, pp. 297-302. 2005.
- [144] Moss, P. J., Fragiaco, M., Austruy, C., y Buchanan, A. "On the design of timber bolted connections subjected to fire." En: *5th international conference on structures in fire*. Nanyang Technological University, Singapore. 2008.
- [145] MSC.MARC. *MSC.MARC. User's manual, vol. A. Theory and user information*. 2005.
[En línea, disponible 29/01/2013].
URL: <http://www.mscsoftware.com/product/marc>
- [146] Müllner, H. W., Mackenzie-Helnwein, P., y Eberhardsteiner, J. "Constitutive Modelling of Biaxially Stressed Wood for the Analysis of Layered Wooden Shells," En: *Proceedings of the 3rd International Conference of the European Society for Wood Mechanics*. 2004.
- [147] Nanassy A. J. y Szabo, T. "Thermal Properties of Waferboards as Determined by a Transient Method," *Wood Sci.*, vol. 1, no. 11, pp. 17-22. 1978.
- [148] Niemz, P. *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. Holz. Anatomie*. DRW-Verlag. 1993.
- [149] Njankouo, J. M., Dotreppe, J. C. y Franssen, J. M. "Experimental study of the charring rate of tropical hardwoods" *Fire and Materials*, no. 28, pp. 15-24. 2004.
- [150] Noren, J. "Load-bearing capacity of nailed joints exposed to fire" *Fire and Materials*, no. 20, pp. 133-143. 1996.
- [151] Norris, G. B. *Strength of orthotropic materials subjected to combined stresses. US Forest Products Laboratory, Report nº 1816*. 1962.
- [152] Östman, B. "Wood tensile strength at temperatures and moisture contents simulating fire conditions" *Wood and Science technology*, no. 19, pp. 103-106. 1985.
- [153] Ouchi, T. "Thermal conductivity of wood at high temperature" En: *Proceedings of the International Conference on Timber Engineering*, pp. 441-447. Seattle. 1988.
- [154] Parker, W. J. *Development of a model for the heat release of wood – A status report*, Gaithersburg. National Bureau of Standard. Center for Fire Research. 1985.
- [155] Peng, L. y Hadjisophocleus, G. "Predicting the Fire Resistance of Wood–Steel–Wood Timber Connections" *Fire Technology*. 2009.

Bibliografía

- [156] Peter, M. *Numerische Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens. Dissertation.* Fachgebiet Baukonstruktion der Fakultät IV – Bauingenieurwesen und Angewandte Geowissenschaften der Technischen Universität Berlin. Fraunhofer IRB Verlag. 2003.
- [157] Pinto, E. M. *Determinação de um modelo para a taxa de carbonização transversal a grã para a madeira de E. citriodora e E. grandis.* Tesis Doctoral presentada en el Área de ciencia e ingeniería de materiales, da la Universidade de São Paulo, como parte de los requisitos necesarios para la obtención del Título de Doctora en Cienca e Ingeniería de Materiales. São Carlos, 2005.
- [158] Pinto, E. M. "Estudio teórico-experimental sobre la degradación térmica de vigas de Eucalyptus" *Maderas. Ciencia y Tecnología. Universidad del Bío Bío Concepción Chile.*, vol. 9, no. 2, pp. 135-144. 2007.
- [159] Poon L., y England, J. P. *Literature Review on the Contribution of Fire Resistant Timber Construction to Heat Release Rate. Warrington Fire Research Project No. 20633.* Warrington Fire Research. Victoria (Australia). 2003.
- [160] Poon, S. L., Thomas, I. R., y Bennets, I. D. *Modelling Barrier Failure Times. Fire Code Reform Centre Project 4, BHPR/R/1997/006.* 1998.
- [161] Povel, D. *Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall. Dissertation.* Fachgebiet Baukonstruktion der Fakultät IV – Bauingenieurwesen und Angewandte Geowissenschaften der Technischen Universität Berlin.. Fraunhofer IRB Verlag. Berlín 2002.
- [162] Pratt, A. W. y Ball, J. M. E. "Thermal Conductivity of Building Materials," *J. Inst. Heat. Vent. Eng.*, vol. 24, pp. 201-226. 1956.
- [163] Racher, P., Laplanche, K., Dhima, D. y Bouchaïr, A. "Thermo-mechanical analysis of the fire performance of dowelled timber connection" *Engineering Structures*, vol. 32, no. 4, pp. 1148–1157. 2010.
- [164] Rao, S. S. *The Finite element method in engineering.* 3rd ed. Boston. Butterworth-Heinemann, cop. 1999.
- [165] Real Academia de la Lengua Española (2012)
[En línea, disponible 05/08/2012]
URL:www.rae.es

Bibliografía

- [166] Regueira, R., López, V., y Guaita, M. "Modelización por métodos numéricos de la degradación térmica de un elemento estructural de madera en situación de incendio," En: *1º Congresso Ibero-LatinoAmericano da Madeira na Construção, 07-09 Junio*. Coimbra, Portugal. 2011.
- [167] Regueira, R., Mordillo, I., Martínez, I., González, B., y Guaita, M. "Desarrollo metodológico mediante análisis experimental de la valoración de la degradación en situación de incendio de uniones carpinteras en estructuras de madera laminada encolada" En: *1º Congresso Ibero-LatinoAmericano da Madeira na Construção, 07-09 Junio*. Coimbra, Portugal. 2011.
- [168] Roberts, A. F. "Problems Associated with the Theoretical Analysis of the Burning of Wood" En: *16th Int. Symposium on Combustion*, pp. 893-903. 1971.
- [169] Roberts, A. F. "Review of kinetics data for the pyrolysis of wood and related substances" *Combustion and Flame*, no. 14, pp. 261-272. 1970.
- [170] Roberts, A. F. "The heat of reaction during the pyrolysis of wood" *Combustion and Flame*, no. 17, pp. 79-86. 1971.
- [171] Rusche, H. "Reaktionskinetik des Masseverlustes bei Wärmebehandlung von Holz." *Holz als Roh- und Werkstoff*, no. 31, pp. 307-312. 1973.
- [172] Schabl, S., y Turk, G. "Coupled heat and moisture transfer in timber beams exposed to fire" En: *Proceedings of the World Conference on Timber Engineering*. Portland, Oregon, USA. 2006.
- [173] Schaffer, E. L. *Charring rate of selected woods - transverse to grain. Research Paper FPL-69*. 1967.
- [174] Schaffer, E. L. *Structural fire design. Wood. Forest Products Laboratory. Research Paper FFL 450*. 1984.
- [175] Schneider, U. "Ingenieurmethoden im Brandschutz" En: *Erschienen in Bauphysik-Kalender 2006*. Berlin. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH. 2006.
- [176] Schneider A. y Engelhardt, F. "Vergleichende Untersuchungen über die Wärmeleitfähigkeit von Holzspan- und Rindenplatten" En: *Holz als Rohund Werkstoff*., pp. 273-278. 1977.
- [177] Sell, J. *Eigenschaften und Kenngrößen von Holzarten*. Baufachverlag beim hep verlag; Auflage: 4. 1997.

Bibliografía

- [178] Seminario, R. *Métodos Numéricos Para Ingeniería*. 2009.
- [179] Shafizadeh, F. "Journal of Analytical and Applied Pyrolysis," no. 3, pp. 283-305. 1982.
- [180] Siegal R., y Howell, J. R. *Thermal Radiation Heat Transfer*. Hemisphere Publishing Corporation. 1981.
- [181] Silcock, G. W. H. y Shields, T. J. "Relating Char Depth to Fire Severity Conditions" *Fire and Materials*, no. 25, pp. 9-11. 2001.
- [182] Sinha, S., Jhalani, A., Ravi, M. R. y Ray, A. "Modelling of pyrolysis in wood. A review" *SESI Journal*, vol. 1, no. 10, pp. 41-62. 2000.
- [183] Soilán, A. *Creación de modelos numéricos para el dimensionado de uniones con cola de milano entre vigas de madera estructural. Tesis Doctoral. Universidade de Santiago de Compostela*. Lugo, 2011.
- [184] Soltes, E. J. y Elder, T. J. "Organic Chemicals from Biomass" *Pyrolysis*, pp. 63-95. 1981.
- [185] Stamm, A. J. "Thermal degradation of wood and cellulose" *Industrial and Engineering Chemistry*, vol. 48, no. 3, pp. 413-417. 1956.
- [186] Steinhagen, H. P. *Thermal conductive properties of wood, green or dry, from -40 to 100°C. A literature review. General Technical Report FPL-9*. US Department of Agriculture USDA. Forest Service. Forest Products Laboratory. 1977.
- [187] Steiniger, M. *Strength and performance of the INDUO-heavy-timber connector in combination with structural composite lumber and Douglas-fir. Msc thesis, The University of Bristish Columbia*. Vancouver, Canada. 2003.
- [188] Stevens, W.C. y Turner, N. *Wood Bending Handbook*. Londres, 1970.
- [189] Suleiman, B. M., Larfeldt, J., Leckner, B., y Gustavsson, M. "Thermal conductivity and diffusivity of wood" *Wood Science and Technology*, no. 33, pp. 465-473. 1999.
- [190] Tannert, T. *Structural performance of Rounded Dovetail Connections. PhD thesis. University of British Columbia*. Vancouver, Canada. 2008.
- [191] TenWolde, A., McNatt, J., y Krahn, L. *Thermal properties of wood and wood panel products for use in buildings. Report ORNL/Sub/87-21697/1*. USDA Forest Products Laboratory Report for Oak Ridge National Laboratory. 1988.
- [192] Thomas, G. C. *Fire resistance of light timber framed walls and floors. Fire Engineering Research Report 97/7*. School of Engineering. University of Canterbury. New Zealand. 1997.

Bibliografía

- [193] Tinney, E. R. "The combustion of wood dowels in heated air" En: *10th Symposium (International) on Combustion*, pp. 925-930. The Combustion Institute. 1965
- [194] Torrano, M. S. *Apuntes de la asignatura "Estructuras de la edificación I"*. Universidad Politécnica de Cartagena. 2011.
- [195] Tsai, S. W. *Theory of Composite Design*. Think Composites. Dayton 1992.
- [196] Tsai, S. W. y Wu, E. M. "A General Theory of Strength for Anisotropic Materials," *Journal of Composite Materials*, vol. 5, pp. 58-80. 1971.
- [197] Turner, M. J., Clough, R. W., Martin, H. C. y Topp, L. J. "Stiffness and deflection analysis of complex structures" *Journal of Aeronautical Sciences*, no. 23, pp. 805-824. 1956.
- [198] Twomey, B. *The Performance and Behavior of Lightweight Wood Exposed to Fire Conditions. A Thesis Submitted to the WORCESTER POLYTECHNIC INSTITUTE in partial fulfillment of the requirements for the Degree of Master of Science in Civil Engineering*. 2007.
- [199] Tye, R. P. y Spinney, S. C. "Measurement of the Specific Heat of Building Materials" *ASHRAE Trans*, vol. 84 part. 1, pp. 675-687. 1984.
- [200] UNE-EN 1363-1.2000. *Ensayos de resistencia al fuego. Parte 1. Requisitos generales*. 2000.
- [201] UNE-EN 1363-1.2000. *Ensayos de resistencia al fuego. Parte 2. Procedimientos alternativos y adicionales*. 2000.
- [202] UNE-EN 14080.2006. *Estructuras de madera. Madera laminada encolada. Requisitos*. 2006.
- [203] UNE-EN 14081-1.2006+A1.2011. *Estructuras de madera. Madera estructural con sección transversal rectangular clasificada por su resistencia. Parte 1. Requisitos generales*. 2011.
- [204] UNE-EN 14279.2007+A1.2009. *Madera microlaminada (LVL). Definiciones, clasificación y especificaciones*. 2007.
- [205] UNE-EN 14374.2005. *Estructuras de madera. Madera microlaminada (LVL). Requisitos*. 2005.
- [206] UNE-EN 1991-1-2. *Eurocódigo 1. Acciones en estructuras. Parte 1-2. Acciones generales. Acciones en estructuras expuestas al fuego*. 2004.

Bibliografía

- [207] UNE-EN 1995-1-1:2006. *Eurocódigo 5. Proyecto de estructuras de madera. Parte 1-1. Reglas generales y reglas para edificación*. 2006.
- [208] UNE-EN 1995-1-2:2011. *Eurocódigo 5. Proyecto de estructuras de madera. Parte 1-2. Reglas generales. Proyecto de estructuras sometidas al fuego*. 2011.
- [209] Universitat Jaume I. (2013).
Mecapedia.
[En línea, disponible 01/04/2013].
URL: http://www.mecapedia.uji.es/coeficiente_de_Poisson.htm
- [210] Van der Put, T. A. C. M. *The tensorpolynomial failure criterion for wood*. Wood Science Foundation Publication Series 2005, nr. 2 - ISSN 1871-675X. Delft Wood Science Foundation. 2005.
- [211] VDI-Gesellschaft, *VDI-Wärmeatlas – Berechnungsblätter für den Wärmeübergang* Springer-Verlag. Berlín. 2006.
- [212] Vignote, S. y Martínez, I. *Tecnología de la madera*. Madrid. Mundiprensa. 2006.
- [213] Vignote, S., y Jiménez, F. J. *Tecnología de la madera*. Madrid. Mundi Prensa, 2000.
- [214] Villar, J. R. *Optimización estructural mediante análisis con simulación numérica del estado tensional de uniones tradicionales por ensamble embarbillado en estructuras de madera*. Tesis doctoral. Universidad de Extremadura. 2008.
- [215] Von Mises, R. "Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen." in *Angewandte Mathematik und Mechanik*, pp. 161-165. 1928
- [216] Vorreiter, L. "Combustion and heat insulating losses of wood and fibreboards" *Holzforschung*, vol. 3, no. 10, pp. 73-80. 1956.
- [217] Ward, R. J. y Skaar, C. "Specific Heat and Conductivity of Particleboard as Functions of Temperature" *Forest Prod. J.*, vol. 1, no. 13, pp. 31-38. 1963.
- [218] Werner, H. *Queranschlüsse mit Schwalbenschwanz-Zapfenverbindungen, Vorschlag für die Bemessung*. Verband-High-Tech-Abbund im Zimmerhandwerk. 2000.
- [219] White, R. H. *Charring Rates of Different Wood Species. A thesis submitted in partial fulfilment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy Forestry*. Madison, EEUU. University of Wisconsin. 1988.
- [220] White, R. H. y Nordheim, E. V. "Charring rate of wood for ASTM E 119 exposure," *Fire Technology*, vol. 28, no. 1, pp. 5-30. 1992.

Bibliografía

- [221] White, R. H. y Schaffer, E. L. "Transient moisture gradient in fire-exposed wood slab," *Wood and Fiber*, vol. 1, no. 13, pp. 17-38. 1981.
- [222] WIKIPEDIA. (2013)
[En línea, disponible 21/05/2013].
URL: http://es.wikipedia.org/wiki/M%C3%B3dulo_el%C3%A1stico_transversal
- [223] Wilkes, K. E. "Thermo-Physical Properties Data Base Activities at Owens-Corning Fiberglas" *Thermal Performance of the Exterior Envelopes of Buildings*, pp. 662-677. 1981.
- [224] Wolgast, R. *Flame retarding building materials. VFDB Zeitschrift Forschung und Technik im Brandschutz*, no. 10 (2, 4). 1961.
- [225] Wolgast, R. *Flame retarding building materials. VFDB Zeitschrift Forschung und Technik im Brandschutz*, no. 12 (1, 2). 1963.
- [226] Wright, R. H. y Hayward, A. M. "Kinetics of the thermal decomposition of wood" *Can. J. Technol*, no. 29, pp. 503-510. 1951.
- [227] Yang, L-H., Zhou, Y., Wang, Y. y Guo, Z. "Predicting charring rate of woods exposed to time-increasing and constant heat fluxes," *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*. 2008.
- [228] Zaror C. A. y Pyle, D. L. "Models for Low Temperature Pyrolysis of Wood," in *Thermochemical Processing of Biomass*. London. Butterworths & Co. Pub. Ltd. 1984.
- [229] Zienkiewicz, O. C. y Cheung, Y. K. *The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics*. London. McGraw-Hill, 1967.
- [230] Zöllig, S. *Anschluss Neben-an Hauptträger mit Schwalbenschwanzverbindung. Zug-und Scherversuche. Annen Holzbau AG, Holzbau Bucher AG*. 2001.